

République Algérienne Démocratique & populaire
Ministère de l'Enseignement Supérieur et de la Recherche
Scientifique



THÈSE

Présentée pour obtenir le grade de

DOCTEUR

de

L'université de 08 Mai 1945 Guelma

Spécialité : Génie Mécanique

Option: Productive

Présenté par

MEDDOUR IKHLAS

**PREDICTION DE LA RUGOSITE DE SURFACE, DES EFFORTS DE
COUPE ET DES VIBRATIONS DE L'OUTIL EN TOURNAGE DUR PAR LES
METHODES RSM ET ANN
- APPLICATION AU COUPLE : $AL_2O_3+TiC/ 100Cr6$ -**

Directeur de thèse : Pr. Yaltese Mohamed Athmane

Devant le jury d'examen composé de :

| | | |
|--------------|--|-------------|
| M. Lahmar | Professeur - Université de Guelma - | Président |
| S. Boutabba | Professeur - Université de Guelma - | Examinateur |
| H.Hamadache | Professeur - Université d'Annaba - | Examinateur |
| K. Bey | Professeur - Université d'Annaba - | Examinateur |
| I. Amara. | Professeur - Université de Constantine - | Examinateur |
| M.A. Yaltese | Professeur - Université de Guelma - | Rapporteur |

DEDICACES

***A la mémoire de mes parents qui m'ont toujours guidé vers la lumière du savoir
Qu'ALLAH les accueille dans son vaste paradis***

A ma femme qui m'a tellement soutenu

A mon cher enfant Abdeldjalil

Remerciements

Ce travail a été réalisé au Laboratoire de Mécanique et de Structures (LMS) du département de Génie mécanique à l'Université de 08 Mai 1945 Guelma. Sous la direction du Professeur Yaltese M^{ed} Athmane. Je le remercie vivement de m'avoir fait confiance, efficacement guidé et fortement soutenu durant toute la période de la réalisation de cette thèse. Je remercie également, le Professeur M. Lahmar qui m'a fait l'honneur de présider le jury de thèse. C'est avec grand honneur que cet humble travail soit examiné par le Professeur S. Boutabba, à qui j'adresse mes sincères considérations. Aussi, je remercie les Professeurs H. Hamadache et K. Bey et I. Amara qui m'ont fait l'honneur d'examiner ce travail.

J'adresse mes plus vifs remerciements à mes camarades et amis M^{ed}. Elbah et H. Aouici qui n'ont épargné aucun effort pour m'aider.

Je remercie aussi mes collègues doctorants, je tient à citer O. Zerti, ainsi que tous les membres du laboratoire de Mécanique et de Structures (LMS) sans oublier les techniciens du laboratoire : Aib mimed et Madi Azziz.

J'adresse mes sincères remerciements à mon cher ami K. Chouana qui m'a fortement soutenu et encouragé.

Cette thèse n'aurait pu voir le jour sans l'aide et le soutien de nombreuses personnes aux quelles je voudrais simplement exprimer ici toute ma reconnaissance et ma gratitude.

ملخص

الهدف من هذا العمل هو دراسة خشونة السطح و جهود القطع والاهتزاز خلال عملية الخراطة الصلبة للفولاذ الصلب (AISI 52100) بأداة السيراميك المختلطة. لزيادة صلابة تصل إلى HRC 59 تعرضت القطع لعلاج حراري. وأجريت التجارب من خلال تغيير سرعة ألقطع وعمق ألقطع و التغذية و نصف قطر قمة الأداة. للقيام بذلك أعتمد على التصميم المركب (CCD) يحتوي على 30 تجربة.

أولاً، تم تطوير نماذج جهود القطع وخشونة السطح باستخدام منهجية استجابة السطح (RSM). تم فحص تأثير كل عامل على مكونات قوة القطع وخشونة السطح باستخدام تحليل التباين (ANOVA)، والرسوم البيانية للاستجابة السطح. وبالإضافة إلى ذلك، تم تحديد وجود علاقة بين سلوك قوات القطع وخشونة السطح وأكدته الخرائط الطبوغرافية ثلاثية الأبعاد للسطوح المشغلة. تم استخدام منهجية استجابة السطح أيضاً للعثور على القيم المثلى لخفض شروط القطع ثانياً، وقد تم دراسة تأثير شروط القطع على اهتزاز الأداة. وقد أثبتت نتائج تحليل التباين أن سرعة القطع وعمق قطع تؤثر بشكل كبير في اهتزاز الأداة. وان التغذية لها تأثير لكن منخفض على اهتزاز الأداة في الاتجاه القطري. ادخال الاهتزاز في نموذج خشونة السطح أدى إلى تحسين. أيضاً، تم إنشاء علاقة بين خشونة السطح واهتزازات أداة القطع. في النهاية، تم انشاء نماذج لخشونة السطح ومكونات قوة القطع مستندة على طريقة الشبكة العصبية الاصطناعية.

الكلمات الرئيسية : الخراطة الصلبة ، ANOVA ، خشونة السطح ، الاهتزاز ، بلى أداة القطع، قوى القطع، منهجية سطح الاستجابة RSM، الشبكات العصبية ، تحسين

Résumé

Afin de remplacer les opérations de rectification et gagner quelques avantages, de nos jours, le tournage dur est largement appliqué dans l'industrie. Néanmoins, ce dernier (TD) ne s'est toujours pas répandu dans l'industrie Algérienne, et en particulier dans les usines de fabrication mécanique. Conscient du besoin de la bonne utilisation et de la maîtrise de cette nouvelle technologie, nous avons donc réalisé cette thèse, qui s'intéresse en particulier au tournage de finition de l'acier 100Cr6 par un outil en céramique mixte, qui est une alternative économique par rapport au nitrure de bore cubique (CBN).

L'originalité de cette thèse réside dans l'investigation de l'effet d'un grand nombre de paramètres et leurs interactions sur la qualité des pièces usinées en terme de rugosité de surface. Ceci a été réalisé par les techniques de la méthodologie de surface de réponse et de l'analyse de la variance, qui ont efficacement abouti à la modélisation de la rugosité de surface, des efforts de coupe et des vibrations de l'outil, et à l'établissement d'une corrélation entre ces paramètres technologiques. Présentant un intérêt industriel, aussi une optimisation multiobjectif des conditions de coupe a été faite. En plus de cela, l'intéressant dans ce travail est l'application de l'approche des réseaux de neurones artificiels dans la modélisation des paramètres technologiques. Cette technique d'intelligence artificielle a prouvé sa grande efficacité à expliquer la non-linéarité existante entre les paramètres d'entrée du processus et ceux de la sortie.

Mots clés : Tournage dur • Analyse de la variance (ANOVA) • Méthodologie de surface de réponse (MSR) • Rugosité de surface • Effort de coupe • Usure • Vibration • Optimisation • Réseaux de neurones artificielles (ANN).

Abstract

In order to replace grinding operations and gain some advantages, nowadays, hard turning is widely applied in industry. Nevertheless, this process is still not well known in the Algerian industry. Conscious of the need of the fair use of this new technology, thus we carried out this thesis. It is interested in particular in finish hard turning of AISI 52100 steel by the mixed ceramic tool, which is an economic alternative compared to the cubic boron nitride (CBN).

The originality of this work lies in the investigation of the effects of a large number of parameters and their interactions on the machined parts quality in term of surface roughness. It was done by the use of response surface methodology (RSM) and the analysis of variance (ANOVA), which resulted in the modeling of the surface roughness, the cutting forces and the tool vibration, and in the establishment of the correlation between these technological parameters. Furthermore, the multiobjectif optimization of the cutting conditions was realized.

Other interesting point in this work is the application of the artificial neurons networks approach for the modeling of the technological parameters. This artificial intelligent tool proved its great effectiveness to explain the existing non-linearity between the inputs and the outputs parameters of the hard turning process.

Key words: Hard turning • ANOVA • RMS • Surface roughness • Cutting force • Tool vibration • Optimization • Artificial neural network

LISTE DES ABRÉVIATIONS

| | |
|---------------------|---|
| CC650 | céramique non revêtue (mixte) |
| r | rayon de bec de l'outil [mm] |
| α | angle de dépouille [degré] |
| χ_r | angle de direction principale [degré] |
| γ | angle de coupe [degré] |
| λ | angle d'inclinaison d'arête [degré] |
| Vc | vitesse de coupe [m/min] |
| f | avance [mm/tr] |
| ap | profondeur de passe [mm] |
| P | Puissance [Kw] |
| t | temps d'usinage [min] |
| HRC | dureté Rockwell [HRC] |
| Fx | composante de l'effort de coupe dans la direction d'avance [N] |
| Fy | composante de l'effort de coupe dans la direction de pénétration [N] |
| Fz | composante de l'effort de coupe dans la direction de coupe [N] |
| Ay | amplitude d'accélération de l'outil dans la direction Y [m/s ²] |
| Az | amplitude d'accélération de l'outil dans la direction Z [m/s ²] |
| Ra | écart arithmétique moyen [μ m] |
| R ² | coefficient de détermination |
| Adj R ² | R ² ajusté |
| Pred R ² | R ² prédit |
| VB | usure en dépouille [mm] |
| MSR | méthodologie de surface de réponse |
| ANOVA | analyse de la variance |
| ANN | Réseau de neurones artificiels |
| SS | somme des carrés |
| MS | moyenne des carrés |
| F | Valeur de Fisher |
| P | probabilité d'obtenir du résultat par hasard |
| α | niveau de signification |
| DL | degrés de libertés |
| Con% | pourcentage de contribution [%] |
| TD | tournage dur |

INDEX DES FIGURES

| | | |
|-------------|---|----|
| Figure I.1 | Pièce qui a subit des opérations de tournage dur et de rectification sur tour moderne (EMAG VSC) [AST 10]. | 18 |
| Figure I.2 | Complexité géométrique des pièces usinées en tournage dur [TRA 5]. | 19 |
| Figure I.3 | Couche blanche formée lors de l'usinage de l'acier 100Cr6 [CHO 04] | 20 |
| Figure I.4 | Plaquettes de céramique: alumine (blanche), alumine et Si3N4 (grise), alumine et TiC (noire). | 25 |
| Figure I.5 | Revêtement multicouche d'un substrat carbure [MIT 09] | 26 |
| Figure I.6 | L'usure en cratère [LIU 02] | 27 |
| Figure I.7 | L'usure en dépouille [LIU 02] | 27 |
| Figure I.8 | L'usure en entaille [OLI 09] | 27 |
| Figure I.9 | L'usure par écaillage [LIU 02] | 28 |
| Figure I.10 | Rupture brutale du bec [LIU 02] | 28 |
| Figure I.11 | Mécanisme de formation de copeau (a) tournage conventionnel (b) tournage dur [NAK 88] | 30 |
| Figure I.12 | Distribution de contraintes (a), et température (b) avant la propagation de la fissure lors de l'usinage de l'acier 100Cr6 (63 HRC) [ELB 96]. | 30 |
| Figure I.13 | Mécanisme de refoulement de la matière [KIS 99] | 31 |
| Figure I.14 | Détermination de l'épaisseur minimum [L'VO 68] | 31 |
| Figure I.15 | Composantes de l'effort de coupe | 32 |
| Figure I.16 | Diagrammes allongement-contrainte de l'acier 100Cr6 à l'état recuit et à l'état trempé (durci) | 33 |
| Figure I.17 | Signal temporel d'une vibration aléatoire | 35 |
| Figure I.18 | Décomposition en série de Fourier d'une réponse vibratoire périodique | 36 |
| Figure I.19 | Transformée de Fourier pour une réponse vibratoire non périodique. | 36 |
| Figure I.20 | Transformée de Fourier discrète pour une réponse vibratoire. | 37 |
| Figure I.21 | Surface dégradée par le broutement [ARN 12]. | 38 |
| Figure I.22 | Diagramme de stabilité [TOB 58]. | 39 |
| Figure I.23 | Défaut d'ordre 1 : Ecart de forme. | 40 |
| Figure I.24 | Défaut d'ordre 2 : Ecart d'ondulation | 40 |
| Figure I.25 | Défaut d'ordre 3 : Ecart de rugosité périodique (Stries, sillons). | 41 |
| Figure I.26 | Défaut d'ordre 4 : Ecart de rugosité apériodique (Arrachements, fentes, piqûres) | 41 |
| Figure I.27 | Paramètres de rugosité. | 42 |
| Figure I.28 | Contrainte résiduelles (MPa) mesurée après usinage du 100Cr6 avec outil chanfreiné et outil à arête arrondie de dureté: (a) 57 HRC (b) 41 HRC [THI 99]. | 44 |
| Figure I.29 | Microstructure d'une pièce usiné par : (a) outil à arête arrondie, (b) outil chanfreiné [THI 99]. | 44 |
| Figure I.30 | Optimalité locale au sens de Pareto [Yan 02]. | 50 |
| Figure I.31 | Effet de l'avance et la vitesse de coupe sur la rugosité de surface [GUD 11]. | 53 |
| Figure I.32 | Effet de l'écrasement et du cisaillement (coupe orthogonale) [THI 99]. | 54 |
| Figure I.33 | Effet de la géométrie de l'outil sur la rugosité de surface [ELB 13]. | 54 |
| Figure I.34 | a) Effet de la vitesse de coupe et l'avance sur la rugosité de surface, b) Effet de la dureté de la pièce et la profondeur de passe sur la rugosité de surface [AOU12]. | 55 |
| Figure I.35 | Profile de rugosité où la vibration est prise en compte [JAN 96]. | 56 |
| Figure I.36 | Spectre du signal temporel [DEL 10]. | 57 |

| | | |
|---------------|--|-----|
| Figure I.37 | Architecture du réseau de neurones [UPA 12]. | 57 |
| Figure I.38 | Schéma de processus de l'estimation de Ra [SAL 09]. | 58 |
| Figure I.39 | Déplacements du bec de l'outil et la rugosité [HES 13]. | 59 |
| Figure II.1 | Banc d'essai | 61 |
| Figure II.2 | Trempe à l'huile de la pièce chauffée | 64 |
| Figure II.3 | Duromètre digital type DM2-D 390 | 64 |
| Figure II.4 | Porte outil utilisé. | 65 |
| Figure II.5 | Rugosimètre Mitutoyo Surftest 201 | 66 |
| Figure II.6 | Station de métrologie optique Altisurf 500. | 67 |
| Figure II.7 | Principe du codage chromatique | 68 |
| Figure II.8 | Principe de la microscopie confocale à champ étendu | 68 |
| Figure II.9 | Mesure d'épaisseur par l'interférométrie en lumière blanche | 69 |
| Figure II.10 | Vibromètre (Smart Balancer 2). | 70 |
| Figure II.11 | Positionnement des accéléromètres sur le porte outil | 70 |
| Figure II.12 | Réponse vibratoire de l'outil de coupe a) signal temporel b) spectre | 71 |
| Figure II.13 | Microscope pour la mesure de l'usure | 72 |
| Figure II.14 | Schéma globale de la procédure expérimentale | 73 |
| Figure II.15 | Schéma du plan composite à face centré | 75 |
| Figure III.1 | Evolution des efforts de coupe en fonction de la vitesse de coupe | 79 |
| Figure III.2 | Evolution des efforts de coupe en fonction de la profondeur de passe | 81 |
| Figure III.3 | Evolution des efforts de coupe en fonction de l'avance | 81 |
| Figure III.4 | Evolution des efforts de coupe en fonction du rayon du bec de l'outil | 82 |
| Figure III.5 | Evolution des efforts de coupe en fonction du rayon du bec [MEN 04] | 82 |
| Figure III.6 | Modèle schématique de la section du copeau [MEN 04] | 83 |
| Figure III.7 | Evolution de l'effort spécifique en fonction des paramètres de coupe. | 84 |
| Figure III.8 | Evolution de la rugosité de surface en fonction de la vitesse de coupe | 85 |
| Figure III.9 | Evolution de la rugosité de surface en fonction de la profondeur de passe | 86 |
| Figure III.10 | Evolution de la rugosité de surface en fonction de l'avance | 87 |
| Figure III.11 | Evolution de la rugosité de surface en fonction du rayon du bec de l'outil | 87 |
| Figure III.12 | Effet de l'avance sur la vibration de l'outil de coupe | 88 |
| Figure III.13 | Effet de la vitesse de coupe sur la vibration de l'outil de coupe | 89 |
| Figure III.14 | Effet de la profondeur de passe sur la vibration de l'outil | 90 |
| Figure III.15 | Effet du rayon du bec de l'outil de coupe sur la vibration de l'outil | 90 |
| Figure III.16 | Evolution de l'usure en dépouille (V_b) de la céramique mixte CC650 en fonction du temps | 91 |
| Figure III.17 | Effet de l'usure sur la rugosité de surface (R_a) | 92 |
| Figure III.18 | Effet de l'usure sur les efforts de coupe | 93 |
| Figure III.19 | Effet de l'usure sur la vibration de l'outil de coupe | 93 |
| Figure IV.1 | Probabilités normales des résidus de l'effort axial (F_x) | 102 |
| Figure IV.2 | Comparaison entre les valeurs expérimentales et prédites de l'effort axial | 102 |
| Figure IV.3 | Probabilités normales des résidus de l'effort radial (F_y) | 104 |
| Figure IV.4 | Comparaison entre les valeurs expérimentales et prédites de l'effort radial | 105 |
| Figure IV.5 | Probabilités normales des résidus de l'effort tangentiel (F_z). | 106 |
| Figure IV.6 | Comparaison entre les valeurs expérimentales et prédites de l'effort tangentiel | 107 |
| Figure IV.7 | Probabilités normales des résidus de la rugosité de surface. | 108 |
| Figure IV.8 | Comparaison entre les valeurs expérimentales et prédites de la rugosité de surface. | 109 |
| Figure IV.9 | Effet de la profondeur de passe et la vitesse de coupe sur l'effort axial a) Graphique 3D, b) Graphique de contour | 110 |

| | | |
|--------------|--|-----|
| Figure IV.10 | Effet de la profondeur de passe et l'avance sur l'effort radial a) Graphique 3D, b) Graphique de contour | 111 |
| Figure IV.11 | Effet de la profondeur de passe et l'avance sur l'effort tangentiel a) Graphique 3D, b) Graphique de contour | 112 |
| Figure IV.12 | Effet de la profondeur de passe sur les composantes de l'effort de coupe à des niveaux moyens de (V_c , f et r) | 113 |
| Figure IV.13 | Effet du rayon de bec et l'avance sur la rugosité de surface | 113 |
| Figure IV.14 | Effet du rayon de bec et de la profondeur de passe sur la rugosité de surface | 114 |
| Figure IV.15 | Topographies de l'acier 100 Cr6 usiné par un outil en céramique mixte | 115 |
| Figure IV.16 | Comparaison entre les topographies de la surface (a) et de la surface (b) | 115 |
| Figure IV.17 | barres analogiques des désirabilités des conditions de coupe et les réponses ainsi que les désirabilités combinés =0.9878. | 119 |
| Figure V.1 | Contribution des termes significatifs du modèle de la rugosité de surface (R_a) | 124 |
| Figure V.2 | Contribution des termes significatifs du modèle de la vibration radiale de l'outil de coupe (A_y) | 126 |
| Figure V.3 | Probabilités normales des résidus du modèle de la vibration radiale | 127 |
| Figure V.4 | Effet de la profondeur de passe et la vitesse de coupe sur la vibration radiale a) Graphique 3D, b) Graphique de contour | 128 |
| Figure V.5 | Effet de la profondeur de passe et de l'avance sur la vibration radiale a) Graphique 3D, b) Graphique de contour | 129 |
| Figure V.6 | Contribution des termes significatifs du modèle de la vibration tangentielle de l'outil de coupe (A_z) | 131 |
| Figure V.7 | Probabilités normales des résidus du modèle de la vibration tangentielle | 131 |
| Figure V.8 | Effet de la profondeur de passe et de la vitesse de coupe sur la vibration tangentielle a) Graphique 3D, b) Graphique de contour | 132 |
| Figure V.9 | Effet du rayon du bec de l'outil et la vitesse de coupe sur la vibration tangentielle a) Graphique 3D, b) Graphique de contour | 133 |
| Figure VI.1 | Représentation d'un neurone formel | 132 |
| Figure VI.2 | Fonctions de transfert de réseau de neurones (a) : fonction seuil, (b) : linéaire, (c) : tangente sigmoïde [MAT 07] | 133 |
| Figure VI.3 | Perceptron multicouche élémentaire avec une couche cachée et une couche de sortie | 134 |
| Figure VI.4 | Processus d'apprentissage du réseau de neurones | 139 |
| Figure VI.5 | Evolution de l'erreur en fonction du poids. | 141 |
| Figure VI.6 | Structure du réseau de neurone du modèle de la rugosité de surface. | 142 |
| Figure VI.7 | Valeurs résiduelles en fonction des valeurs prédites : a) ensemble d'apprentissage, b) ensemble de validation | 144 |
| Figure VI.8 | Variation de la rugosité de surface en fonction des paramètres d'usinage : a) valeur minimale, b) valeur maximale, c)valeurs optimales | 145 |
| Figure VI.9 | Valeurs résiduelles en fonction des valeurs prédites de l'effort radial: a) ensemble de validation, b) ensemble d'apprentissage. | 148 |
| Figure VI.10 | Valeurs résiduelles en fonction des valeurs prédites de l'effort tangentiel: a) ensemble de validation, b) ensemble d'apprentissage | 151 |
| Figure VI.11 | Comparaison entre les valeurs expérimentales, prédites par RSM et ANN : Rugosité de surface, b) Effort radial, c) Effort tangentiel. | 154 |

INDEX DES TABLEAUX

| | | |
|--------------|--|-----|
| Tableau I.1 | Données pour le modèle de régression multiple | 45 |
| Tableau II.1 | Désignations de l'acier à roulement | 63 |
| Tableau II.2 | Composition chimique de l'acier 100 Cr 6 | 63 |
| Tableau II.3 | Propriétés physiques de la céramique CC650 | 65 |
| Tableau II.4 | Architecture des plans composites centrés | 74 |
| Tableau II.5 | Niveaux de variation des facteurs | 76 |
| Tableau II.6 | Plan expérimental composite centré | 76 |
| Tableau II.7 | Conditions de coupe des essais unifactoriels | 77 |
| Tableau IV.1 | Résultats expérimentaux du plan composite à face centrée | 97 |
| Tableau IV.2 | Analyse de la variance de l'effort axiale (F_x) | 101 |
| Tableau IV.3 | Analyse de la variance de l'effort radial (F_y) | 103 |
| Tableau IV.4 | Analyse de la variance du modèle réduit de l'effort radial (F_y) | 104 |
| Tableau IV.5 | Analyse de la variance de l'effort tangentiel (F_z) | 106 |
| Tableau IV.6 | Analyse de la variance de la rugosité de surface (R_a) | 108 |
| Tableau IV.7 | Résultats des essais de confirmation | 116 |
| Tableau IV.8 | Contraintes d'optimisation | 118 |
| Tableau IV.9 | Solutions d'optimisation | 118 |
| Tableau V.1 | Résultats de la vibration de l'outil et la rugosité de surface du plan CCD | 123 |
| Tableau V.2 | Analyse de la variance du modèle de la rugosité de surface (R_a) incluant la vibration radiale et tangentielle de l'outil de coupe | 125 |
| Tableau V.3 | Analyse de la variance du modèle de la vibration radial de l'outil (A_y) | 127 |
| Tableau V.4 | Analyse de la variance de la vibration tangentielle (A_z) | 130 |
| Tableau VI.1 | Résultats expérimentaux et du modèle ANN de la rugosité de surface (R_a) | 143 |
| Tableau VI.2 | Valeurs statistique du modèle (ANN) de la rugosité de surface | 145 |
| Tableau VI.3 | Résultats expérimentaux et du modèle ANN de l'effort radial | 147 |
| Tableau VI.4 | Valeurs statistique du modèle (ANN) de l'effort radial | 148 |
| Tableau VI.5 | Résultats expérimentaux et du modèle ANN de l'effort tangentiel | 150 |
| Tableau VI.6 | Valeurs statistique du modèle (ANN) de l'effort tangentiel | 151 |
| Tableau VI.7 | Comparaison entre les modèles RSM et ANN | 153 |

TABLE DES MATIÈRES

| | | |
|-----------------------|---|----|
| Introduction Générale | | 14 |
| | CHAPITRE I : ETAT DE L'ART | |
| I.1 | Introduction | 17 |
| I.2 | Usinabilité | 17 |
| I.3 | Tournage Dur | 17 |
| | I.3.1 Avantages de tournage dur | 19 |
| | I.3.2 Limitations du tournage dur | 19 |
| | I.3.3 Matériaux impliqués en tournage dur | 20 |
| | I.3.4 Outils de coupe impliqués en tournage dur | 23 |
| I.4 | Usure de l'outil de coupe | 26 |
| | I.4.1 Formes d'usure | 27 |
| | I.4.2 Les techniques de détection de l'usure | 28 |
| I.5 | Formation de copeau | 29 |
| | I.5.1 Epaisseur du copeau minimum | 30 |
| | I.5.2 Détermination de l'épaisseur du copeau minimum | 31 |
| I.6 | Efforts de coupe en tournage dur | 32 |
| I.7 | Les vibrations en usinage | 34 |
| | I.7.1 Paramètres du signal temporel | 34 |
| | I.7.2 Spectre du signal temporel | 35 |
| | a) Décomposition en série de Fourier | 35 |
| | b) Transformée de Fourier | 36 |
| | I.7.3 Mesure des vibrations | 37 |
| | I.7.4 Vibrations forcées | 37 |
| | I.7.5 Vibrations auto-entretenues | 38 |
| I.8 | Intégrité de surface | 39 |
| | I.8.1 Rugosité de surface | 39 |
| | a) Paramètres d'état de surface | 41 |
| | I.8.2 Altérations de Surface | 44 |
| | a) Classifications des altérations de Surface | 43 |
| | b) Contraintes résiduelles | 43 |
| I.9 | Méthodologie de surface de réponse (MSR) | 44 |
| | I.9.1 Modèle de régression multiple du 1 ^{ier} ordre | 45 |
| | a) Critère de presque orthogonalité | 46 |
| | b) Critère d'isovariance par rotation | 46 |
| | I.9.2 Modèle de régression multiple du 2 ^{eme} ordre | 46 |
| | I.9.3 Plans composites centrés | 47 |
| | a) Orthogonalité des plans composites | 47 |
| | b) Isovariance par Rotation | 47 |
| | I.9.4 Optimisation | 48 |
| | a) Classification des problèmes d'optimisation | 48 |
| | b) Optimisation multicritères | 49 |
| | c) Méthode de la fonction de désirabilité | 50 |
| I.10 | Recherche bibliographique | 52 |
| | CHAPITRE II : MOYENS ET TECHNIQUES EXPERIMENTALES | |
| II.1 | Introduction | 61 |

| | | |
|---|---|----|
| II.2 | Matériels utilisés | 61 |
| II.2.1 | Banc d'essai | 61 |
| II.2.2 | Matériau usiné | 62 |
| II.2.3 | Traitement thermique des éprouvettes | 63 |
| II.2.4 | Mesure de dureté | 64 |
| II.2.5 | Outil de coupe utilisé. | 65 |
| II.2.6 | Mesure de rugosité de surface | 66 |
| II.2.7 | Méetrologie optique (Altisurf 500) | 66 |
| | a) Principes optiques | 67 |
| | b) Interférométrie en lumière blanche | 69 |
| II.2.8 | Mesure des vibrations | 70 |
| II.2.9 | Mesure de l'usure | 72 |
| II.3 | Procédure expérimentale | 73 |
| II.3.1 | Plan expérimental | 74 |
| II.3.2 | Essais unifactoriels | 77 |
| II.3.3 | Essais d'usure | 77 |
| CHAPITRE III : EFFET DES CONDITIONS DE COUPE SUR LES PARAMETRES TECHNOLOGIQUES | | |
| III.1 | Introduction | 79 |
| III.2 | Evolution des paramètres technologiques en fonction des conditions de coupe | 79 |
| III.2.1 | Evolution des efforts de coupe | 79 |
| | a) Effet de la vitesse de coupe sur les efforts de coupe | 79 |
| | b) Effet de la profondeur de passe sur les efforts de coupe | 80 |
| | c) Effet de l'avance sur les efforts de coupe | 81 |
| | d) Effet du rayon du bec sur les efforts de coupe | 82 |
| III.2.2 | Evolution des pressions de coupe | 83 |
| III.2.3 | Evolution de la rugosité de surface | 85 |
| | a) Effet de la vitesse de coupe sur rugosité de surface | 85 |
| | b) Effet de la profondeur de passe sur la rugosité de surface | 84 |
| | c) Effet de l'avance sur la rugosité de surface | 86 |
| | d) Effet du rayon du bec sur la rugosité de surface | 87 |
| III.2.4 | Evolution de la vibration de l'outil de coupe | 88 |
| | a) Effet de l'avance sur la vibration de l'outil de coupe | 88 |
| | b) Effet de la vitesse de coupe sur la vibration de l'outil | 88 |
| | c) Effet de la profondeur de passe sur la vibration de l'outil | 89 |
| | d) Effet du rayon du bec de l'outil sur la vibration de l'outil | 90 |
| III.3 | Evolution de l'usure en fonction du temps | 91 |
| III.4 | Evolution des paramètres technologiques en fonction de l'usure | 92 |
| III.4.1 | Effet de l'usure sur la rugosité de surface | 92 |
| III.4.2 | Effet de l'usure sur les efforts de coupe | 92 |
| III.4.3 | Effet de l'usure sur les vibrations de l'outil | 93 |
| III.7 | Conclusion | 94 |
| CHAPITRE IV : MODELISATION ET OPTIMISATION DES CONDITIONS DE COUPE EN TD | | |
| IV.1 | Introduction | 96 |
| IV.2 | Résultats du plan composite à face centrée | 96 |
| IV.3 | Modélisation et analyse statistique | 98 |

| | | |
|--|---|-----|
| IV.3.1 | Effort axial (F_x) | 100 |
| IV.3.2 | Effort radial (F_y) | 103 |
| IV.3.3 | Effort tangentiel (F_z) | 105 |
| IV.3.4 | Rugosité de surface (R_a) | 107 |
| IV.4 | Analyse des graphiques de la surface de réponse | 110 |
| IV.4.1 | Efforts de coupe | 110 |
| IV.4.2 | Rugosité de surface (R_a) | 113 |
| IV.5 | Confirmation des modèles | 116 |
| IV.6 | Optimisation | 117 |
| IV.7 | Conclusion | 119 |
| CHAPITRE V : ANALYSE DES EFFETS DES CONDITIONS D'USINAGE SUR LA VIBRATION DE L'OUTIL ET CORRELATION AVEC LA RUGOSITE | | |
| V.1 | Introduction | 122 |
| V.2 | Résultats expérimentaux de la vibration de l'outil et la rugosité de surface du plan CCD | 122 |
| V.3 | Modélisation et analyse statistique de la rugosité de surface | 124 |
| V.4 | Modélisation et analyse statistique de la vibration de l'outil de coupe | 126 |
| V.4.1 | Vibration radiale | 126 |
| | a) Analyse des graphiques de vibration radiale | 128 |
| V.4.2 | Vibration tangentielle | 130 |
| | a) Analyse des graphiques de la vibration tangentielle | 132 |
| V.5 | Conclusion | 134 |
| CHAPITRE VI : APPLICATION DE L'APPROCHE DES RESEAUX DE NEURONES ARTIFICIELS (RNA) | | |
| VI.1 | Introduction aux réseaux de neurones artificiels | 136 |
| VI.2 | Définition des réseaux de neurones | 136 |
| VI.2.1 | Neurone formel | 136 |
| VI.2.2 | Perceptron multicouche | 138 |
| VI.2.3 | Apprentissage | 139 |
| VI.2.4 | Rétro-propagation de l'erreur | 140 |
| VI.3 | Modélisation de la rugosité de surface (R_a) par un réseau de neurones artificiel (ANN) | 142 |
| VI.4 | Modélisation de l'effort radial (F_y) par un réseau de neurones artificiel (ANN) | 147 |
| VI.5 | Modélisation de l'effort tangentiel (F_z) par un réseau de neurones artificiel (ANN) | 150 |
| VI.6 | Comparaison entre les modèles ANN et RMS | 153 |
| VI.7 | Conclusion | 155 |
| CONCLUSION GENERALE | | 156 |
| REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES | | 158 |

Introduction générale

Afin de remplacer les opérations de rectifications et gagner quelques avantages, de nos jours, le tournage dur est largement appliqué dans l'industrie. Ce procédé réduit donc le temps d'usinage et élimine la lubrification. Aussi il présente un taux d'enlèvement de matière plus significatif et une aptitude d'usiner des géométries complexes avec la garantie d'une surface de finition améliorée. Les industrielles et les scientifiques se sont toujours intéressés à l'étude des différents phénomènes générés en tournage dur. Leur but est d'améliorer les propriétés mécaniques des pièces produites en termes d'intégrité de surface tout en minimisant le coût et le temps de production. C'est à partir de ces concepts que s'inspire le présent travail. On s'intéresse spécialement au tournage dur de l'acier 100 Cr6 par un outil en céramique, qui est une alternative économique par rapport au nitrure de bore cubique (CBN).

Ce travail est présenté en six chapitres structurés comme suit :

Dans le premier chapitre, nous présentons les fondements de base régissant le tournage dur. En premier lieu, nous avons présenté les avantages et les limitations de ce procédé, ainsi que les outils de coupe qui lui sont appropriés. Comme nous introduisons dans ce chapitre le comportement des efforts de coupe et les mécanismes de formation de copeaux du point de vue tournage dur. Par la suite, nous présentons les vibrations générées en usinage, leurs principales causes et leurs répercussions sur la qualité des pièces produites. Également, il y décrit l'essentiel des techniques de la méthodologie de surface de réponse (MSR). A la fin du chapitre, une synthèse des travaux de recherches concernant le tournage dur est présentée.

Le deuxième chapitre est consacré à la présentation des techniques de préparation de la pièce et à la description du dispositif expérimental employé dans ce travail ; tour, appareils de mesure de la rugosité de surface, des efforts de coupe et des vibrations de l'outil ...etc. Egalement, nous présentons les caractéristiques du matériau usiné et du matériau usinant, ainsi que l'approche expérimentale adoptée.

Le troisième chapitre est dédié à la présentation des résultats des essais préliminaires qui sont réalisés afin de déterminer les régimes de coupe adéquats au couple outil-matière concernée, autrement dit céramique-acier à roulement.

Dans le quatrième chapitre nous discuterons les résultats de l'analyse de la variance (ANOVA) qui a été employé pour quantifier les effets des paramètres d'entrée qui sont la vitesse de coupe (V_c), la profondeur de passe (ap), l'avance (f) et le rayon du bec de l'outil (r) sur la rugosité de surface (Ra) et des trois composantes de l'effort de coupe ; l'effort axial (F_x), l'effort

radial (F_y) et l'effort tangentiel (F_z). Des modèles ont été développés pour prédire les réponses étudiées, dont les résultats des essais de confirmation y sont présentés avec les solutions de l'optimisation multiobjectif.

Dans le cinquième chapitre nous exposons les résultats de l'analyse des effets des conditions de coupe sur la vibration de l'outil dans la direction radiale (A_y) et tangentielle (A_z). Le but de cette analyse est de comprendre le comportement vibratoire de l'outil, et d'établir une corrélation entre ce dernier et la rugosité de surface. La méthodologie de surface de réponse a été employée pour la modélisation de la vibration de l'outil.

Le sixième chapitre expose les étapes suivies dans la modélisation de la rugosité de surface et des efforts de coupe en utilisant la méthode des réseaux de neurones artificiels.

Enfin, et comme la règle l'exige, nous terminerons par une conclusion générale, dans laquelle nous présentons l'essentiel de la contribution apportée par cette étude, ainsi que les éventuelles perspectives.

CHAPITRE I

ETAT DE L'ART

I.1 INTRODUCTION

Dans ce chapitre, un ensemble de notions de base de la coupe des métaux est étalé. Il s'agit bien d'incontournables fondements lorsqu'on aborde de tels sujets. En premier lieu, le tournage dur avec ses avantages et limitations sont présentés, ainsi que les performances des outils de coupe appropriés à ce type de procédé. Par la suite, nous nous sommes accentués sur les efforts de coupe et les mécanismes de formation de copeaux en tournage dur, dont le comportement diffère de celui du tournage conventionnel. Vu son importance, la vibration générée en usinage et ses paramètres largement exploitées par les chercheurs et par les industriels sont énoncés. Egalement, il est décrit l'essentiel des techniques de la méthodologie de surface de réponse (MSR) incluant ; la planification des expériences, la modélisation par régression multiple, ainsi que la résolution des problèmes d'optimisation multiobjectif fréquemment rencontrés en industrie. Pour conclure le chapitre et dans le but d'élargir les connaissances et de se mettre à jour sur les techniques d'investigation, une synthèse des travaux de recherches concernant beaucoup plus le tournage des matériaux durs est présentée.

I.2 Usinabilité

L'usinabilité est une propriété délicate du point de vue économique dans la fabrication des pièces mécaniques. L'usinabilité d'un matériau est généralement définie en termes de trois facteurs : puissance, usure d'outil, et intégrité de surface. Ainsi, un matériau présente une bonne usinabilité lorsqu'il est usiné avec moins d'énergie, moins d'usure d'outil et un bon état de surface est produit sans altération [KAL 85]. En raison de la complexité de la relation entre ces paramètres, il est donc difficile d'établir des relations quantitatives pour définir l'usinabilité. Dans la production réelle, la durée de vie de l'outil et l'intégrité de surface sont généralement les deux paramètres les plus considérés. Le terme « usinabilité » est donc employé pour décrire la facilité avec laquelle un matériau est usiné sous un ensemble de conditions de coupe.

I.3 Tournage dur

Par définition, le tournage dur consiste à l'usinage des pièces de dureté excédant 45 HRC. Qui offre de meilleure qualité des pièces qui peut atteindre des états de surface de l'ordre de 2 à 3 μm , une rondeur de 0,2 μm et une tolérance sur le diamètre de $\pm 5 \mu\text{m}$ [TRA 05], ce procédé est donc devenu le concurrent de la rectification. D'une part, le recours au tournage

dur est imposé par le besoin industriel, surtout par le secteur automobile, spatial et aéronautique où en cherche toujours à augmenter la puissance des motorisations tout en réduisant la dimension des organes mécanique ou en d'autres termes des rapports (puissance / poids) plus élevés sont recherchés [GIR 05]. En conséquence, les matériaux utilisés doivent répondre à une combinaison de propriétés pas toujours compatibles, telles une résistance mécanique et une ténacité élevées, tenue à chaud, résistance à l'usure et à la corrosion, durée de vie en fatigue, ...etc.

D'autre part, poussé par les exigences environnementales [POU 04], cette alternative à donc pris une large place dans le monde industriel grâce à différents facteurs issues du progrès technologique. Il s'agit principalement du développement des matériaux de coupe ayant des caractéristiques mécaniques très performantes telles que la résistance à l'usure et la stabilité chimique à des températures pouvant atteindre 1500°C. Les outils impliqués dans ce processus sont les CBN, les PCBN et les céramiques et même les carbures dans certaines conditions d'usinage. Également, le développement de machines plus rigides et de caractéristiques d'amortissement élevées a favorisé l'emploi de ce procédé [TRA 05]. Une étude américaine a révélé que l'application du tournage dur sur les pièces de forme complexe, réduisait le coût de fabrication de 30%, soit un gain annuel de \$6 milliard [HUA 07].

Néanmoins, Il existe un nombre d'applications où le tournage dur et la rectification se complètent, particulièrement dans certaines machines de tournage moderne (EMAG VSC) équipées de broches de rectification. La figure I.1 montre l'exemple d'un assemblage composé d'un bras sur lequel une bride est fixée par pression. Pour assurer la perpendicularité entre le bras et la bride, des opérations de tournage dur sont réalisées sur le bras, tandis ce que la bride subit une rectification avec une roue diamantée [AST 10].

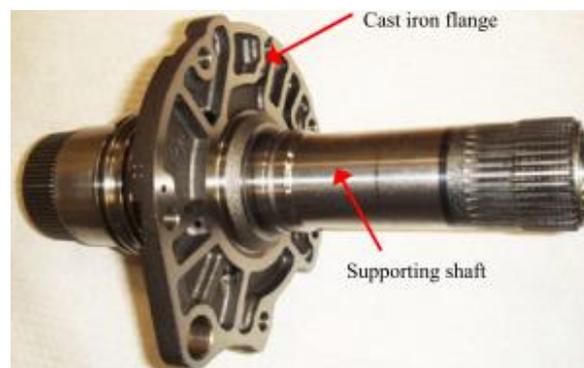


Figure I.1 Pièce qui a subi les opérations de tournage dur et de rectification sur tour moderne (EMAG VSC) [AST 10].

I.3.1 Avantages du tournage dur

Parmi les avantages du tournage dur issus de l'expérience des utilisateurs du processus trouvés dans la littérature [AST 10] [POU 04] [PAG 03] nous citons :

- Usinage facile des pièces à contour complexe (Figure I.2).
- Gamme d'usinage plus courte car la phase de rectification est éliminée.
- L'aptitude à réaliser des opérations différentes avec une seule prise.
- Le taux d'enlèvement de matière est plus élevé que celui de la rectification.
- Le tournage dur peut être réalisé sur un tour de tournage conventionnel.
- L'investissement n'est pas lourd.
- Grace à l'élimination de la lubrification, Les déchets sont recyclables tels que les copeaux.
- L'élimination des boues de rectification chargées d'hydrocarbures qui sont nocive à la nature.

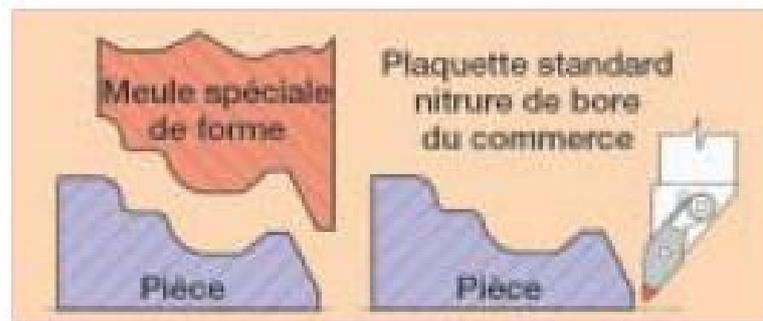


Figure I.2 Complexité géométrique des pièces usinées en tournage dur [TRA 5].

I.3.2 Limitations du tournage dur

- Le cout d'outillage par unité est plus élevé que celui de la rectification [AST 10].
- Dans certains cas, les opérations de tournage dur ne sont pas réalisables à cause de la géométrie ou la dimension de la pièce qui peut générer le broutement. Pratiquement, pour assurer la stabilité du système, le rapport longueur sur diamètre (L/D) d'une pièce non supportée doit être inférieur à 4/1, et inférieur à 8/1 pour des pièces bien supportées.
- Dans le cas où des tolérances de pièces très étroites, et des états de surface plus fine sont exigés, des machines rigides spéciales sont nécessaires pour réussir l'usinage dur. Il s'agit notamment des bases de machines à armature composite polymère.
- L'usure de l'outil de coupe, qui a une durée de vie limitée, détériore la rugosité de surface des pièces usinées.

- Le risque de la formation de la couche blanche est particulièrement éminent lors de l'usinage de l'acier à roulement (Figure I.3). C'est une couche très fine, invisible à l'œil nu et d'une dureté élevée à celle de la pièce usinée. Lors de la vie fonctionnelle de la pièce, la couche blanche peut se décoller à cause des fortes pressions de contact et par conséquent, provoquer la défaillance de la pièce. [TRA 05]. La formation de cette couche est causée par l'augmentation de la température dans la zone de contact entre la surface usiné et la plaquette, ou par l'emploi d'une avance très grande [CHO 04].

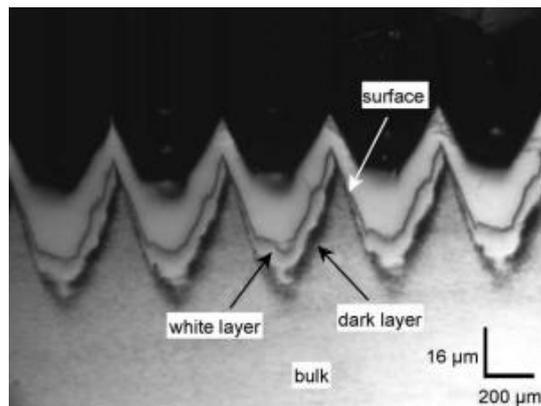


Figure I.3 Couche blanche formée lors de l'usinage de l'acier 100Cr6 [CHO 04]

I.3.3 Matériaux impliqués en tournage dur

Les matériaux impliqués en tournage dur ont une haute dureté tels que les aciers alliés durcis, les aciers à outils, les aciers de cémentation, les supers alliages, les aciers de nitruration, ...etc. Les caractéristiques mécaniques et les domaines d'application de ces matériaux sont présentés dans ce qui suit :

- **Les aciers de construction pour TTh (XC 38, XC 48, XC 55)**

Ces aciers sont généralement endurcis par traitements thermiques : trempe suivie d'un revenu. Ils ont une résistance à la fatigue moyenne, une résistance à l'usure et aux chocs améliorée. Ils sont utilisés dans la conception des pièces de moteurs, de construction automobile et d'outillages courants.

- **Les aciers de construction au chrome-molybdène (25 CrMo4, 34CrMo4, 42 CrMo4,...)**

Ces aciers présentent une bonne résistance à l'usure et aux chocs. L'application de ces aciers se trouve en général dans les assemblages mécano-soudés, les pièces de faible fatigue

(plaque de base, supports), et les pièces de cémentation pour petite mécanique (cames, excentriques). Ils ont une résistance mécanique élevée jusqu'à 450°C.

➤ **Les aciers d'outillages à froid (X200Cr12, X160CrMoV12, X 150CrMo12,...)**

Ces aciers fortement alliés sont traité thermiquement, il présentent des qualités de résistance à l'usure et à la compression exceptionnelle. La dureté de ces aciers excède 55 HRC. Ils sont principalement utilisés pour tous travaux à froid tels que : les poinçons d'estampage et de découpage, les outils d'extrusion, les filières, les galets de profilage, les molettes et les mandrins.

➤ **Les aciers d'outillages à chaud (X40CrMoV5-1, X38CrMoV, 40NiCrMo16, 35CrNiMo4,...)**

Ces aciers possèdent une excellente résistance aux chocs thermiques et à la fatigue thermique. Leur résistance à haute température, leur ténacité et leur aptitude au polissage leur permettent de répondre aux sollicitations les plus sévères dans les domaines suivants : matriçage à chaud, moules à couler sous pression, filage à chaud, vis d'extrudeuse, lame de cisaille à chaud.

➤ **Les aciers à moules (XC48, 40CrMnMo8, 40NiCrMo16...)**

Ils sont des aciers plus fortement alliés de la série Cr Ni Mo. Ils offrent une distribution de dureté après trempe très uniforme, et un niveau de ductilité élevé, particulièrement au-delà de 95°C. Ils sont conçus pour la fabrication des matrices surdimensionnées, des moules d'injection de grosse dimension, et des empreintes de compression, et ce, à cause de leur propriétés suivantes : une base de haute résistance, dureté uniforme, excellente usinabilité, bonne polissabilité et une bonne résistance à l'abrasion.

➤ **Les aciers à roulement (100Cr6 ou AISI52100)**

C'est un acier à outils allié destiné pour le travail à froid. Ayant une dureté superficielle après trempe et revenu dans les environs de 62-63 HRC, il présente donc une bonne résistance à l'usure et à la fatigue, il est assez sensible aux chocs. Aussi, il a l'avantage d'avoir une ténacité élevée et une faible déformation après trempe. Cet acier est très utilisé en mécanique d'outillage : goupilles, poinçons, roulements, colonnes de guidage, limes, forêts, alésoirs ...etc.

➤ **Les aciers rapides (HS 6-5-2, HS 2-9-1-8)**

Cette famille d'acier comprend en majorité les matériaux utilisés pour la fabrication des lames de découpe et des poinçons. La représentation de cette catégorie de matériaux regroupe les aciers rapides, les aciers de travail à chaud et les aciers de travail à froid.

➤ **Les aciers de cémentation (16MnCr5, 10 CrNi6, C10, 18CrMo4...)**

Les aciers nickel-chrome de cémentation ont une excellente résilience, une bonne tenue à la fatigue et à l'usure. Les pièces fabriquées depuis cet acier sont : les arbres, les broches, les axes, les pignons, et les cames.

➤ **Les aciers de nitruration (30CrMo4, 30CrAlMo6-12, 40CrAlV6-10)**

Ce sont des aciers endurci par traitement superficiel en utilisant l'azote. Particulièrement L'acier 32CrMoV13 nitrure est à la base des roulements utilisés en aéronautiques, où ils sont soumis à des grandes charges, des grandes vitesses et à des températures élevées. Ce traitement augmente la résistance à la fatigue, la ténacité et la résistance à la corrosion. En raison du traitement thermochimique à relativement basse température (500 – 600°C), les pièces sont peu susceptibles à la déformation en fabrication et la couche nitrurée présente une grande stabilité structurale et mécanique à l'échauffement.

➤ **Les fontes**

La fonte est utilisée pour tout type de pièce mécanique. La fonte, et particulièrement la fonte grise à graphite sphéroïdal FGS, est très utilisée par l'industrie automobile pour la fabrication, par moulage puis usinage partiel des blocs moteur, des étriers et chapes de frein à disque, des tambours de freins ou encore des volants moteurs, organes de suspension, arbre à came et vilebrequin etc.

La fonte grise à graphite lamellaire FGL est utilisée pour la fabrication de disques de freins, contrepoids (chariot élévateur). La fonte blanche est principalement utilisée pour les pièces d'aspect, les pièces d'usures (telles que les pointes de socs) et la fonderie d'art. Très résistante à l'usure et à l'abrasion, elle est très difficilement usinable.

➤ **Les alliages réfractaires à base de nickel (Inconel 718)**

Ces nouveaux matériaux sont spécialement employés dans le domaine aéronautique où l'obtention d'une meilleure surface de finition est exigée. Les alliages à base de nickel ou de cobalt sont généralement classé comme difficiles à usiner à cause de leur faible conductivité thermique qui mène à l'élévation de la température de coupe jusqu'à 1200°C, ce qui accélère l'usure de l'outil de coupe [KIT 97]. Aussi, leur faible usinabilité vient de la résistance maintenue pendant l'usinage et des particules fortement abrasives de carbure contenues dans la microstructure [SHA 01] [LI 02]. Les outils en céramique sont recommandés pour l'usinage de ces alliages à vitesse de coupe élevée [DAR 00].

I.3.4 Outils de coupe impliqués en tournage dur

Les outils de coupe impliqués dans l'usinage des matériaux durs ou difficiles à usiner sont soumis d'une part à des grandes charges mécaniques et à des températures élevées, dans certains cas la température à l'interface outil-copeau dépasse les 700°C. Et d'autre part, ces outils sont soumis au frottement avec la matière enlevée et la surface usinée. Il est donc primordial que les outils de coupe doivent acquérir certaines caractéristiques mécaniques et chimiques telles que [DAV 11]:

- ✓ Une stabilité chimique et physique à des températures élevées.
- ✓ Une grande résistance à l'usure sous ses différentes formes (abrasion, adhésion...).
- ✓ Une ténacité élevée pour résister la rupture, particulièrement lors de la coupe interrompue.
- ✓ La dureté de l'outil de coupe ne doit pas être affectée par élévation de la température.

Les principaux matériaux employés en tournage dur sont les carbures cémentés, les céramiques (Al_2O_3 , Si_3N_4 ...etc.) et les matériaux extra-durs (PCD, PCBN) [SUH 14].

Il faut savoir que le choix de l'outil approprié est très important. Le laboratoire américain de technologie et de fabrication NIST a révélé que le bon choix de l'outil est raté à 50%. En plus, l'outil n'est utilisé avec une vitesse de coupe optimale qu'à 58%, et qu'il n'est exploité qu'à 38% seulement de sa durée de vie totale. Ces pratiques sous optimales sont estimées à coûter à l'industrie américaine \$10 milliards par an [ERO 02].

➤ Les carbures cémentés

Ils sont fabriqués à partir du mélange des micro-grains de carbure de tungstène avec le cobalt à haute température et pression. Des carbures de tantale, de titane ou de vanadium peuvent être également obtenus par le même procédé. Les carbures métalliques sont différenciés selon la proportion du liant (cobalt). Il se trouve que leur dureté augmente avec la réduction de la proportion du cobalt. Cette dernière varie généralement de 6 à 12 %. Aussi, ils sont différenciés selon la taille des grains ; les plus petits sont les grains, le plus dur est le matériau. La dureté de ces matériaux de coupe varie de 600 à 2100 HV [Dav 11].

Les carbures métalliques sont classées par ISO en six groupes (M, P, K, N, S et H) selon le travail qu'ils doivent fournir, sans indiquer la quantité du cobalt ni la taille des grains. Par conséquent, un carbure métallique issu de différents fabricants peut avoir la même désignation mais pas la même performance. Les recommandations sont telles que suit:

- ✓ P, indiqué pour les aciers à basse teneur en carbone et les aciers faiblement allié;

- ✓ M, composé des carbures cémentés, ils sont approprié à l'usinage des aciers inoxydables ;
- ✓ K, indiqué pour les fontes et les aciers alliés, ils sont plus durs que la série de P et de M ;
- ✓ H, indiqué pour l'usinage des aciers trempés et durcis ;
- ✓ S, pour les alliages de titane ;
- ✓ N, pour les alliages d'aluminium.

➤ **Les cermets :**

Ce type d'outil regroupe le carbure de tungstène cémenté, le carbure de titane et dans certains cas le carbonitride de titane TiCN, qui sont généralement liés par le (cobalt, nickel, nickel fer, nickel chrome,...etc.). Les cermets offrent une stabilité chimique à des températures élevées (1000°C) et des duretés de l'ordre de 1500 à 2000 HV. Ils sont donc souvent utilisés en tournage de semi-finition ou de finition des aciers, comme ils peuvent être appliqués en fraisage.

➤ **Les céramiques**

Les outils céramiques à base d'alumine (Al_2O_3) sont parmi les matériaux les plus appropriés à l'usinage des aciers durcis en raison de leur dureté à chaud élevée, leur résistance à l'usure et leur stabilité chimique à 1500°C. Ils ont également l'avantage d'être une alternative économique par rapport aux outils de nitrure de bore cubique. Cependant, ces outils présentent un degré élevé de fragilité et une basse résistance au choc thermique, qui mène habituellement à l'usure excessive ou à la rupture brutale particulièrement en usinage interrompu. Ils sont donc recommandés à l'usinage à sec avec des vitesses élevées de coupe. Afin d'améliorer leur ténacité, ces outils de coupe sont généralement renforcés avec TiC, TiN, ZrO_2 , (W,Ti)C, Ti(C, N), SiC p, SiC w, TiB_2 [BAL 88] [Li 94] [JIA 97] [LO 96] (Figure I.4). Bien que l'addition de ces éléments apporte une certaine amélioration, néanmoins leur ténacité reste toujours faible par rapport à celle des carbures cémentés. En conséquence, le risque de la rupture brutale de l'outil reste éminent [ASL 07].

La céramique renforcée par le nitrure de silicium (Si_3N_4) présente une résistance plus élevée au choc thermique et une dureté plus élevée. Elle est impliqués dans l'usinage de la fonte et dans la coupe fortement interrompue telle que le fraisage.

La céramique renforcée par le carbure de silicium whiskers ($Al_2O_3 + SiCw$) est appliquée avec succès dans l'usinage des matériaux réfractaire tel que l'Inconel 718. Et peut même être appliquée dans la coupe interrompue [OLI 09].

Les céramiques renforcées à 30 % par le nitrure et/ou le carbure de titane appelées mixtes ou noires, sont appropriées à l'usinage de finition des aciers durcis avec des vitesses de coupe élevées [KUM 03]. L'emploi de la céramique noire wiper améliore la rugosité de surface par rapport à la céramique conventionnelle. Aussi, l'utilisation de cette dernière réduit les efforts de coupe, la puissance et l'effort spécifique [GAI 09].



Figure I.4 Plaquettes de céramique: alumine (blanche), alumine et Si_3N_4 (grise), alumine et TiC (noire).

➤ Le PCD

Est un diamant polycristallin synthétique d'une dureté qui avoisine la dureté du diamant naturel, il convient à l'usinage des matériaux non ferreux abrasifs, des plastiques et des composites.

➤ Les CBN

Les nitrures de bore cubiques CBN présentent une combinaison unique de propriétés qui les favorise à l'usinage des matériaux ferreux durcis, car ils ont une dureté, une résistance à chaud et à l'usure très élevés tout en étant stable thermo-chimiquement [LUO 99].

Les grains de CBN sont conglomérés par un liant (Co, W ou céramique). Les CBN sont classés selon la taille, la forme et le rapport de masse entre le CBN et le liant. La teneur des cristaux de CBN s'étend de 40 à 95 %. Un outil à faible taux de CBN est plus approprié à l'usinage continu et semi-interrompu, tandis qu'un outil à taux élevé de CBN présente une vie légèrement plus longue en usinage interrompu [DIN 05].

L'inconvénient du CBN est qu'il est fortement réactif avec la ferrite dû à la diffusion du bore dans la matrice de ferrite, ce qui mène à la dégradation du CBN.

➤ Les revêtements

Afin d'améliorer les performances de l'outil, une couche fine de 3 à 15 μm d'épaisseur est solidement adhérente avec le substrat. Les revêtements mono-couche ou multicouche (Figure I.5) fournissent à l'outil une stabilité chimique, une protection thermique et par conséquent une résistance à l'usure élevée.

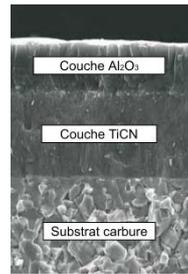


Figure I.5 Revêtement multicouche d'un substrat carbure [MIT 09].

Il existe deux méthodes de dépôt que chacune a des avantages et des inconvénients. Les deux méthodes sont :

Le CVD (dépôt chimique en phase vapeur).

Le PVD (dépôt physique en phase vapeur).

Les revêtements largement utilisés sont le nitrure de titane TiN, le carbure de titane TiC, le carbonitrure de titane (TiCN) et l'alumine Al_2O_3 . Concernant les revêtements TiN et le TiCN, une réduction de dureté se manifeste au dessus de $500^{\circ}C$, ce qui limite ainsi leur utilisation à grande vitesse ou à sec. L'addition de l'aluminium au revêtement à base TiN d'où il résulte le TiAlN, fournit non seulement une dureté élevée 3300 HV mais aussi une amélioration remarquable du comportement à hautes températures.

I.4 Usure des outils de coupe

Dans la coupe des métaux, les interactions outil/pièce et outil/copeau sous forme d'efforts de contact, frottement et température influencent fortement l'usure de l'outil. Cette dernière est un phénomène complexe qui se produit par différents mécanismes sous différentes formes. Généralement, un outil usé affecte défavorablement la qualité de la pièce (la rugosité de surface et la précision dimensionnelle), les efforts de coupe et la stabilité de l'usinage. Les principaux mécanismes d'usure sont les suivants :

- ✓ L'usure par abrasion : consiste à l'arrachement de micro copeaux par des particules très dure contenues dans la microstructure de la matière usinée. L'élévation de la température fait accentuer cette usure à cause de la diminution de la dureté de l'outil.
- ✓ L'usure par adhésion : favorisée par les grandes pressions, des fragments du copeau peuvent adhérer dans l'outil en forme de microsoudure.
- ✓ L'usure par diffusion : elle est due à la diminution de l'inertie chimique de l'outil provoquée par des températures très élevées. En conséquence, les atomes de l'outil réagissent chimiquement avec les atomes de la matière usinée, spécialement lorsque il y'a une affinité chimique entre les deux matières.

I.4.1 Formes d'usure

- **L'usure en cratère** : le frottement du copeau sur la face d'attaque de l'outil cause sans usure (Figure I.6), soit par la diffusion ou par l'adhésion de ces particules sur le copeau à cause de l'élévation de la température de coupe qui fait diminuer la dureté de l'outil. Cette usure est fréquente surtout dans l'usinage des matériaux à faible conductivité thermique. La forme du cratère est définie par sa profondeur maximale KT .



Figure I.6 Usure en cratère [LIU 02].

- **L'usure en dépouille** : est dû au frottement de la surface usinée sur la face de dépouille de l'outil et se présente sous la forme d'une bande striée et brillante parallèle à l'arête (Figure I.7). Elle se caractérise par une largeur moyenne VB . Ce type d'usure influe sur l'état de surface de la pièce et sur sa précision dimensionnelle [SIC 98];

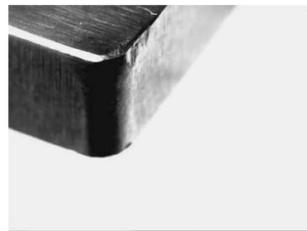


Figure I.7 Usure en dépouille [LIU 02].

- **L'usure en entaille** : c'est une combinaison de l'usure en cratère et en dépouille au point de l'intersection de l'arête tranchante principale avec la surface usinée (qui coïncide avec la ligne de la profondeur de passe) (Figure I.8). elle est fréquente dans le tournage des matériaux qui s'écrouissent à cause des charges mécaniques. Cette usure est définie par VN .

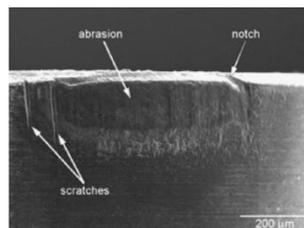


Figure I.8 Usure en entaille [OLI 09].

- **L'usure par déformation plastique** : à cause de l'élévation de la température et des grandes pressions dans la zone de coupe surtout dans le bec de l'outil, ce dernier peut en conséquence subir une déformation permanente qui se manifeste par un refoulement sur les faces de dépouille;
- **L'usure par écaillage et fissuration d'arête** : des petits morceaux de l'outil se cassent à cause de l'impact mécanique ou du choc thermique à cause du refroidissement et au chauffage cyclique. Cette usure est habituelle dans la coupe discontinue ou dans un usinage non stable (broutement) [LIU 02]. Caractérisée par des fissures ou d'ébréchantures sur l'arête de coupe (Figure I.9);



Figure I.9 L'usure par écaillage [LIU 02].

- **La rupture brutale du bec d'outil** : les outils de coupes à faible ténacité et résistance à la rupture par rapport à la matière usinée sont concernés par cette usure telle que la céramique (Figure I.10).



Figure I.10 Rupture brutale du bec [LIU 02].

I.4.2 Les techniques de détection de l'usure

Les techniques de détection de l'usure de l'outil de coupe peuvent être classées en deux catégories [CHE 08]:

- ✓ Les méthodes directes : elles sont appliquées lorsque l'outil de coupe n'est pas en contact avec la pièce usinée (microscopie, image par appareil-photo...etc.). Cependant, ils ne sont pas appropriés au système de surveillance en ligne leur inconvénient est qu'ils soient coûteux en terme de temps. Ces méthodes incluent :
 - La mesure de la résistance électrique.

- La mesure optique.
- La mesure radio-active.
- La détection par contact.
- ✓ Les méthodes indirectes : elles se basent sur la relation entre les conditions de coupe et les réponses mesurables du processus d'usinage (les efforts de coupe, l'émission acoustique, la vibration ou le courant électrique). Ces méthodes sont beaucoup plus appliquées dans l'industrie. Néanmoins, elles sont d'une sensibilité inférieure comparée aux méthodes directes. De nos jours, le développement dans les moyens de calcul informatique a rendu les systèmes de surveillance basé sur les méthodes indirectes plus efficace. les quantités mesurables pouvant être exploitées par ces méthode sont :
 - Le couple et la puissance
 - La température
 - La vibration et l'émission acoustique
 - Les efforts de coupe et les contraintes

I.5 Formation de copeau

Il est évident que plusieurs facteurs influencent la formation du copeau, il s'agit non seulement des paramètres de coupe (avance, profondeur de passe et vitesse de coupe) et la géométrie de l'outil, mais aussi de la vibration du système et des propriétés mécaniques et métallurgiques de la pièce usinée. Généralement, lors de l'usinage des matériaux ductile, la formation du copeau s'accompagne d'une grande déformation plastique dans la zone de cisaillement. Contrairement à l'usinage conventionnel, cette déformation est limitée lors de l'usinage des matériaux durs par l'initiation de la rupture à la surface du copeau. Le copeau ainsi produit est appelé « dent de scie » selon la forme de sa section transversale [NAK 88] (Figure I.11). Il faut noter que des copeaux longs ne sont pas souhaitables car ils peuvent se mettre en contact avec la pièce usiné et par conséquent nuire à l'état de surface.

Nakayama [NAK 88] a caractérisé un deuxième type de copeau, qui est le copeau segmenté de section transversale semblable à celle du copeau à dent de scie, la formation de ce copeau est attribuée au cisaillement adiabatique lorsqu'on usine avec des vitesses de coupe élevées des matériaux à faible conductivité thermique, tel que l'alliage de titane et les aciers inoxydable austénitique. La formation du copeau segmentée est un processus dynamique non-linéaire qui peut affecter des efforts de coupe, les vibrations de la machine et par conséquent l'état de surface [DAV 96]. Le troisième type de copeau est le copeau élémentaire appelé

aussi « copeau fragmenté » qui est produit lors de l'usinage des matériaux fragiles tels que la fonte grise et les céramiques.

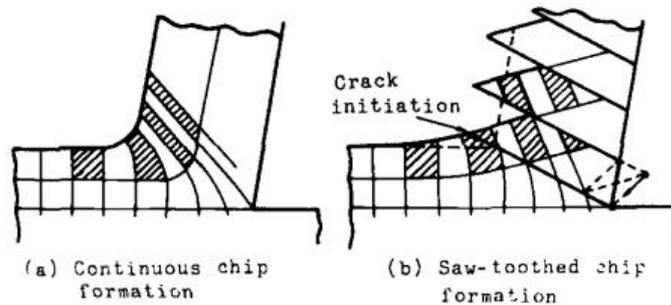


Figure I.11 Mécanisme de formation de copeau (a) tournage conventionnel (b) tournage dur [NAK 88].

D'autres chercheurs se sont appuyés sur le modèle proposés par Nakayama [NAK 88] pour développer des modèles de formation de copeau, tel que Shaw et Vyas [SHA 93] qui ont développé un modèle valable pour les matériaux moins fragiles. Elbestawi et autres [ELB 96] ont également développé un modèle qui combine entre la rupture et la déformation plastique pour expliquer le mécanisme de formation du copeau (Figure I.12).

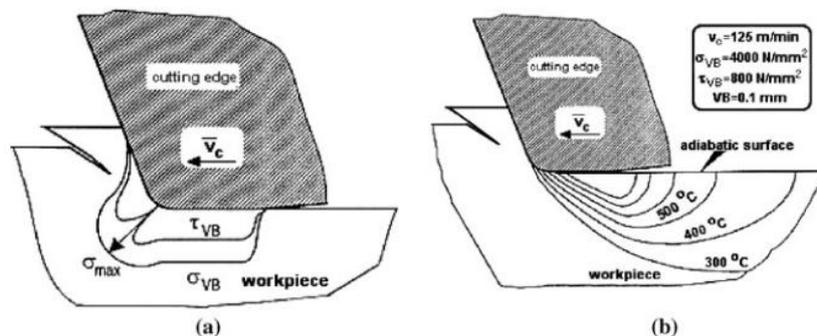


Figure I.12 Distribution de contraintes (a), et température (b) avant la propagation de la fissure lors de l'usinage de l'acier 100Cr6 (63 HRC) [ELB 96].

1.5.1 Epaisseur du copeau minimum

Le tournage dur exige généralement l'emploi de petites valeurs de profondeur de passe (0.05–0.3 mm) et d'avance (0.05–0.3 mm) résultant à des petites valeurs d'épaisseurs de copeaux non déformés. Si l'épaisseur du copeau non déformé (h) est inférieure à (h_{min}), qui est l'épaisseur du copeau minimum, ceci peut conduire au phénomène de refoulement de matière. Ce phénomène est caractérisé par l'augmentation de la chaleur et les contraintes normales dans la zone de coupe. Il consiste à l'écrasement de la matière entre la surface de dépouille de l'outil et la surface usinée. Aussi, favorisé par l'usure de l'outil, la matière fortement plastifiée

peut être entraînée à travers l'arête usée vers l'arête auxiliaire de l'outil (Figure I.13) [KIS 99]. L'épaisseur du copeau minimum dépend de plusieurs facteurs tels que la matière de l'outil de coupe et sa géométrie (rayon du bec, arête), la matière usinée et les paramètres de coupe [WAR 88].

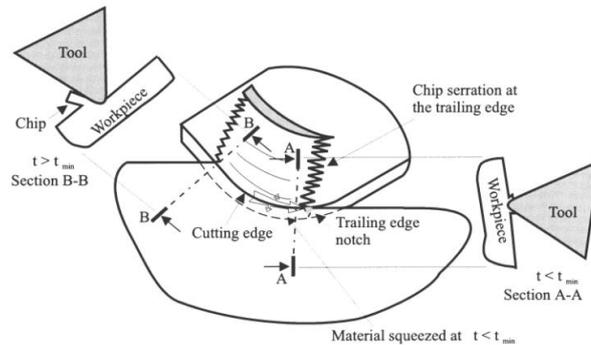


Figure I.13 Mécanisme de refoulement de la matière [KIS 99]

1.5.2 Détermination de l'épaisseur du copeau minimum

La détermination de l'épaisseur du copeau minimum a été l'objet de multiples études scientifiques [L'VO 68] [GRZ 95] [SON 05]. C'est à partir du bilan des forces que L'vov [L'VO 68] avait déterminé la position du point de stagnation (S), qui représente la transition entre la déformation plastique et l'enlèvement de matière (Figure I.14). En conséquent, l'épaisseur du copeau minimum h_{min} pouvait être déduite géométriquement par la relation suivante :

$$h_{min} = r_{\beta}(1 - \cos \Theta) \quad (I.1)$$

où r_{β} est le rayon d'arête et Θ est l'angle du point (S) qui est égal à 45° d'après L'vov [L'VO 68].

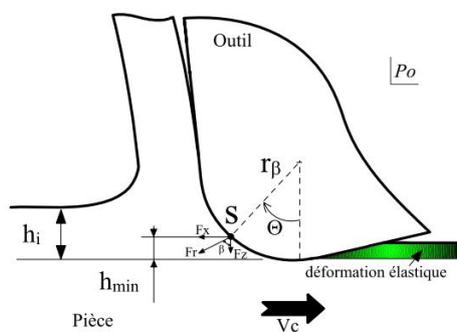


Figure I.14 Détermination de l'épaisseur minimum [L'VO 68].

Grzesis [GRZ 95] a proposé d'introduire la résistance au cisaillement du matériau (τ_a) et la contrainte de cisaillement du matériau écrouie Y_{sh} d'où il en résulte l'équation suivante :

$$h_{min} = 0.5r_\beta \left(1 - \frac{2\tau_a}{Y_{sh}}\right) \quad (I.2)$$

Son et al [SON 05] ont établi une relation entre la formation du copeau et le frottement entre l'outil et la pièce et le rayon de l'arête. L'épaisseur de copeau minimum est donc calculée à partir de l'équation suivante :

$$h_{min} = r_\beta \left(1 - \cos\left(\frac{\pi}{4} - \frac{\beta}{2}\right)\right) \quad (I.3)$$

Où β est l'angle de frottement entre l'outil et la pièce

I.6 Efforts de coupe en tournage dur

En premier lieu, l'étude des efforts de coupe générés en usinage est primordiale dans la conception des différents organes de la machine et pour l'évaluation de la puissance du moteur électrique. En deuxième lieu, l'étude des efforts de coupe peut fournir une meilleure compréhension du processus de coupe. Aussi, il s'avère que la mesure des efforts de coupe est l'une des techniques prometteuses de détection de l'usure et de la rupture de l'outil [YAH 07]. Il vient à l'esprit que les efforts de coupe en tournage dur sont toujours supérieurs qu'en tournage conventionnel à cause de l'augmentation de la dureté. Ceci a été confirmé par différents travaux de recherche telle que l'étude expérimentale réalisée par Bouacha [BOU 10] dont les résultats ont montrés que les efforts de coupe augmentaient avec l'augmentation de la dureté da la pièce. Selon Nakayama [NAK 88], le cas contraire pourrait se produire en tournage dur à cause de l'amorçage de la fissure sur la surface du copeau limitant ainsi la déformation plastique lors de la formation du copeau.

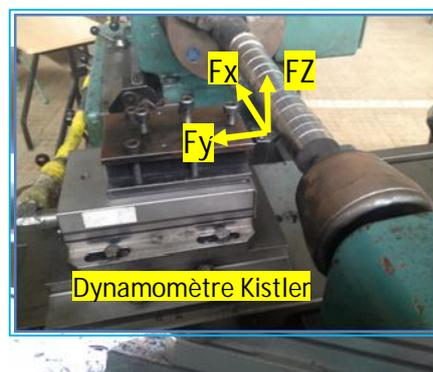


Figure I.15 Composantes de l'effort de coupe.

Il est bien connu que le comportement des composantes de l'effort de coupe (Figure I.15) en tournage dur diffère qu'en tournage conventionnel, un grand nombre de chercheurs ont révélé que l'effort radial est le prépondérant parmi les trois composantes de l'effort de coupe. Certains ont lié cette dominance à la très petite profondeur de passe et à l'angle d'attaque négatif utilisés généralement en tournage dur [MEN 04] [ZHO 03] [TÖN 00] [YAL 10]. Un effort radial élevé peut induire à une erreur dimensionnelle sur la pièce usinée à cause de la déformation élastique dans le système POM (Pièce Outil Machine) [NAK 88]. Astakhov [AST 10] a lié la dominance de l'effort radial au retour élastique (springback) de la surface usinée après l'arrachement du copeau. Ce retour élastique conduit au frottement de la surface usinée sur la face de dépouille de l'outil résultant à son usure. Afin d'appréhender ce phénomène, il est nécessaire d'examiner les diagrammes allongements-contraintes de l'acier 100Cr6 à l'état recuit et à l'état trempé (durci) (Figure I.16). En comparant les valeurs des retours élastiques des deux cas du matériau ; le premier recuit et le deuxième trempé (distances E-D et I-H, respectivement), on constate que le retour de l'acier trempé est le plus grand. Ceci explique la dominance de la composante radiale de l'effort de coupe et l'usure en dépouille sévère habituellement rencontrées en tournage dur [AST 10].

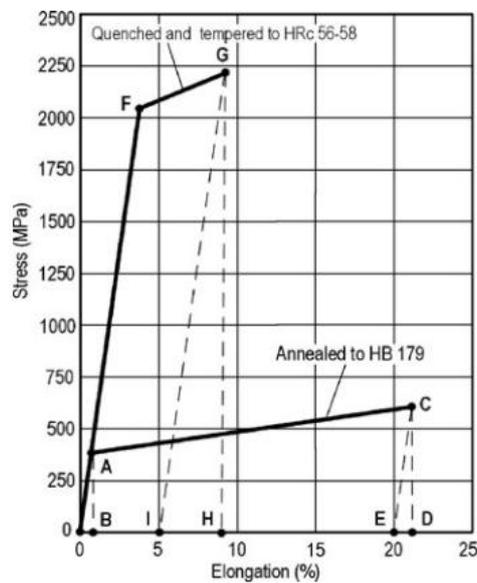


Figure I.16 Diagrammes allongement-contrainte de l'acier 100Cr6 à l'état recuit et à l'état trempé (durci).

L'influence de la géométrie de l'outil sur les efforts de coupe a fait l'objet de plusieurs études expérimentales, Chou [CHO 04] a montré que l'emploi d'un outil à grand rayon de bec avec un angle d'attaque négatif (-25°) faisait augmenter les composantes de l'effort de coupe en tournage dur de l'acier 100Cr6 par un outil en céramique. Kurt [KUR 05] a constaté que

l'angle du chanfrein de la plaquette de PCBN influe l'effort radial plus que l'effort tangentiel. Par ailleurs, si l'usinage est réalisé à des basses vitesses de coupe ceci mène à l'augmentation des efforts de coupe. En outre, l'emploi de faibles vitesses de coupe pourrait encourager la création de l'arête rapporté qui a un effet néfaste sur la rugosité de surface. L'arête rapportée fait accroître les efforts dynamiques, le risque d'usure en écaillage et la rupture de l'outil (dans le cas de la céramique) [ASL 07]. Dans le cas où l'usinage est réalisé à des grandes vitesses de coupe, les efforts de coupe auront une allure décroissante en raison de l'adoucissement thermique de la matière usinée. Bouacha [BOU 10] a observé que l'effort radial est plus sensible à la variation de la vitesse de coupe.

I.7 Vibrations en usinage

Le processus de coupe génère des vibrations, qui peuvent résulter de la variation des efforts de coupe lors de l'enlèvement de matière, de défauts existant dans la machine (un balourd, un roulement défectueux...etc.) ou d'une source extérieure de la machine [LIN 98]. Généralement un niveau vibratoire élevé est un signe d'un usinage instable, d'un état de surface dégradé ou d'un outil usé. Plusieurs auteurs (cités dans le dernier point de ce chapitre) ont donc révélés que les méthodes de surveillance et de prédiction de la rugosité de surface basées sur le signal vibratoire sont les plus significants. Néanmoins, il arrive ainsi souvent d'obtenir un état de surface dégradé en usinant avec des vibrations qui sont comparativement faibles à ceux générées lors de l'obtention d'un état de surface bien meilleur [ARN 12]. Pour une bonne compréhension, le développement de ce point est fait tout d'abord par l'introduction les paramètres caractéristiques de la vibration, pratiquement exploités par les industriels et les scientifiques. Les différents types de vibrations générées en usinage sont également présentés.

I.7.1 Paramètres du signal temporel

Un système mécanique est considéré en vibration lorsqu'il est animé d'un mouvement oscillatoire autour d'une position d'équilibre ou de référence. Ce mouvement peut se traduire par :

- ✓ Un déplacement : la position de la masse varie de part et d'autre du point d'équilibre ;
- ✓ Une vitesse de déplacement : variation du déplacement par rapport au temps ;
- ✓ Une accélération : variation de la vitesse par rapport au temps.

Les paramètres pouvant être déduits du signal temporel (figure 1.17) sont les suivants :

La valeur de crête à crête (Acc) : (peak to peak) ou niveau crête-crête, indique la différence entre les amplitudes maximale et minimale du mouvement. C'est une quantité utile pour déterminer le déplacement d'un composant, déplacement qui peut être critique pour des considérations de contrainte maximale ou de jeu mécanique.

La valeur de crête (Ac) : donne l'amplitude maximale et s'avère utile dans les mesures concernant les phénomènes de courte durée; les chocs en sont un exemple. Cependant, elle ne tient pas compte de l'évolution de la vibration dans le temps.

La valeur efficace : aussi appelée RMS (Root Mean Square) ou niveau efficace, est la mesure la plus intéressante des amplitudes de vibration. En plus de tenir compte de l'évolution du signal dans le temps, le calcul de la valeur efficace est lié à l'énergie vibratoire et donc au « potentiel de détérioration » de la vibration.

Le facteur de crête : définit le rapport de la valeur de crête d'un signal à sa valeur efficace. D'après la définition du niveau efficace, le facteur de crête du mouvement sinusoïdal est environ 1,4. Plus la vibration devient impulsive, plus la valeur de crête augmente.

La fréquence représente le nombre de cycles par seconde, et qui est l'inverse de la période T; L'unité est le Hertz $f=1/T$.

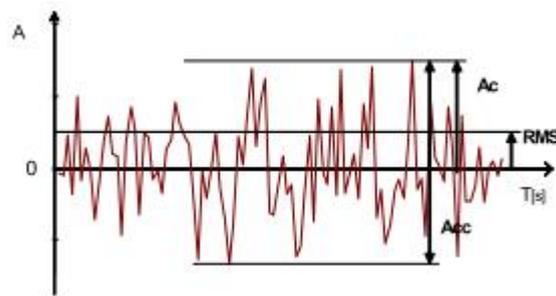


Figure I.17 Signal temporel d'une vibration aléatoire.

I.7.2 Spectre du signal temporel

Dans certains cas le signal temporel d'un système est très difficile à comprendre, où peu d'informations peuvent être tirées. La présentation spectrale du signal s'avère donc très efficace à la compréhension du phénomène vibratoire et à la détection des défauts dans un système, car elle permet de connaître les fréquences qui se trouvent dans un signal.

a) La décomposition en série de Fourier

La décomposition d'un signal périodique $x(t)$ en série de Fourier permet de calculer l'amplitude des raies du spectre (figure 1.18). La décomposition s'écrit comme suit :

$$x(t) = X_0 + X_1 \sin(\omega_0 t + \varphi_1) + X_2 \sin(2\omega_0 t + \varphi_2) + \dots + X_n \sin(n\omega_0 t + \varphi_{n1}) \quad (I.4)$$

Où

X_1 : l'amplitude fondamentale.

X_2 : l'amplitude de l'harmonique 2.

X_n : l'amplitude de l'harmonique n.

Qui peut aussi prendre la forme suivante :

$$x(t) = X_0 + A_1 \cos(\omega_0 t) + B_1 \sin(\omega_0 t) + A_2 \cos(2\omega_0 t) + B_2 \sin(2\omega_0 t) + \dots + A_n \cos(n\omega_0 t) + B_n \sin(n\omega_0 t) \quad (I.5)$$

Avec :

$$X_0 = \frac{1}{T_0} \int_{t_0}^{t_0+T} x(t) dt, \quad A_n = \frac{2}{T_0} \int_{t_0}^{t_0+T} x(t) \cos(n\omega_0 t) dt, \quad B_n = \frac{2}{T_0} \int_{t_0}^{t_0+T} x(t) \sin(n\omega_0 t) dt$$

$$X_n = \sqrt{A_n^2 + B_n^2}, \quad \omega_n = \tan^{-1}\left(\frac{B_n}{A_n}\right)$$

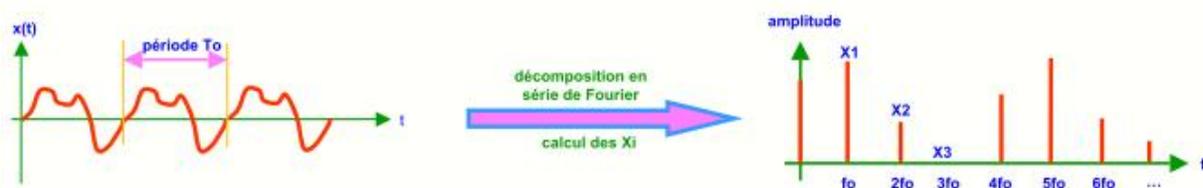


Figure I.18 Décomposition en série de Fourier d'une réponse vibratoire périodique.

b) La transformée de Fourier

Dans le cas où la réponse vibratoire n'est pas périodique mais qui peut être décrite par une fonction $x(t)$, le spectre $S(f)$ de ce signal (figure 1.19) est calculé par la transformée de Fourier:

$$TF[x(t)] = \int_{-\infty}^{+\infty} x(t) e^{-j\omega t} dt = S(f), \quad \text{avec } e^{j\omega t} = \cos(\omega t) + j \sin(\omega t) \quad (I.6)$$

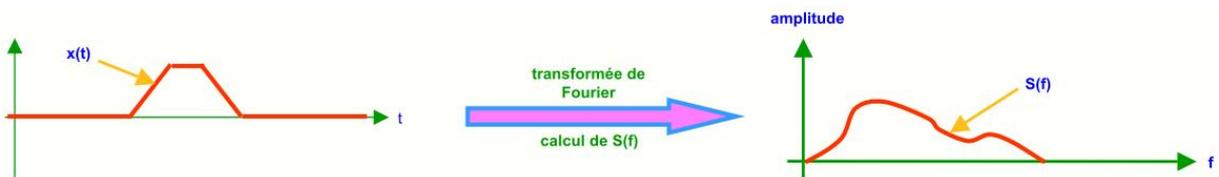


Figure I.19 Transformée de Fourier pour une réponse vibratoire non périodique.

En réalité, avec les moyen d'acquisition analogique ou numérique ces la transformée de Fourier discrète (TFD) qui est utilisée. La TFD permet de calculer et de visualiser le spectre (figure 1.20). Son principe de base est de discrétiser le signal $x(t)$ en N échantillons de fréquence f_e . La prise de N échantillons dure un temps $T = N \cdot T_e = N/f_e$. (I.7)

Dans une mesure on enregistre donc une série de N valeurs numériques : $x_0 = x(0)$, $x_1 = x(Te)$..., $x_n = x(nTe)$.

A partir de ces N échantillons, la TFD permet de calculer N points du spectre définis par leur abscisse $f(k)$ et leur ordonnée $S(k)$:

$$\text{Abscisse du point du spectre : } f(k) = k \frac{f_e}{N} \quad \text{avec } k = 0, 1, \dots, N-1 \quad (\text{I.8})$$

Ordonnée du point du spectre :

$$S(k) = \frac{1}{N} \sum_{n=0}^{N-1} x(n) e^{-2jn\pi k/N} = \frac{1}{N} \sum_{n=0}^{N-1} x(n) [\cos(2n\pi k/N) - j \sin(2n\pi k/N)] \quad (\text{I.9})$$



Figure I.20 Transformée de Fourier discrète pour une réponse vibratoire.

Il faut savoir que, plus le nombre N d'échantillons augmente plus le temps de calcul augmente en conséquence. Pour remédier à cette contrainte la Transformée de Fourier Rapide en anglais (Fast Fourier Transform FFT) est calculée. La FFT se base sur un algorithme qui exige que le nombre N d'échantillons soit un multiple de deux [MUL 14].

I.7.3 Mesure des vibrations

Il existe plusieurs types de capteurs pour mesurer les mouvements vibratoires (sonde capacitive, vélocimètre Laser à effet Doppler, potentiomètre de position, accéléromètre piézo-électrique). La sensibilité des capteurs représente la proportionnalité de la sortie électrique exploitable (tension, charge, courant) par rapport au paramètre de vibration (accélération, vitesse, déplacement). Elle s'exprime en terme de : sortie électrique / paramètre de vibration. L'accéléromètre piézo-électrique est considéré comme le meilleur capteur dans le milieu industriel à cause de ses propriétés. Car il présente une gamme fréquentielle généralement requise entre (100 Hz à 10 kHz). Aussi, le déplacement et la vitesse sont déduits à partir du signal d'accélération qui est intégré électroniquement [DUM 01].

I.7.4 Vibrations forcées

Les vibrations forcées sont particulièrement générées lors de la coupe interrompue. D'autre part, les défauts géométriques tels que l'excentricité entre la broche et l'élément tournant (outil

ou pièce), la composition hétérogène de la matière usinée ainsi que les sources extérieures à la machine peuvent induire des vibrations forcées.

I.7.5 Vibrations auto-entretenues

Appelé aussi broutement, ce type de vibrations est particulièrement un signe d'une coupe instable. Ce phénomène apparaît lorsque la rigidité dynamique du système pièce-outil-machine (PMO) est faible devant l'épaisseur du copeau [TLU 99]. Selon Quintana [Qui 11] et Arnaud [ARN 12], le broutement a plusieurs effets néfastes énumérés tel que suit :

- Qualité de surface dégradée (ondulations plus ou moins régulières) (figure 1.21).
- Erreur dimensionnelle inacceptable (cotes hors tolérance).
- Bruit excessif.
- Usure précoce de l'outil de coupe (chocs importants sur sa face de dépouille).
- Endommagement de la machine.
- Diminution du taux d'enlèvement de la matière.
- Coût de production élevé en termes de perte de temps, de matériaux et d'énergie.

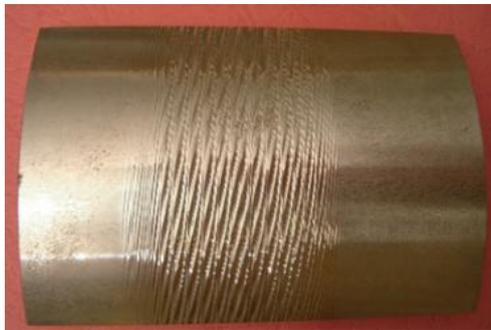


Figure I.21 Surface dégradée par le broutement [ARN 12].

Afin de définir les limites d'une coupe stable, Tlustý [TLU 99] a proposé un critère de stabilité (r_{lim}). Dans son approche il considère que la variation de l'effort de coupe par rapport à l'épaisseur de copeau ($\partial F/\partial h$) est linéaire, s'écrivant comme suit:

$$\left(\frac{\partial F}{\partial h}\right)_{h_0} = r = K \cdot b \quad (I.10)$$

Où K est la pression de coupe et b est la largeur de copeau. La quantité exprimée représente la raideur de coupe. D'où le coefficient de raideur de coupe limite r_{lim} est déduit.

Auparavant, Tobias [TOB 58] avait proposé une carte de stabilité graphique basée sur les résultats expérimentaux, ayant la forme de lobes, où les zones de coupe stable et instable sont

délimitées en fonction de la vitesse de coupe par une valeur limite de la profondeur de passe (Figure I.22).

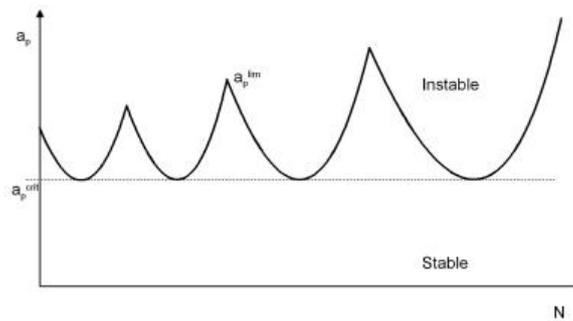


Figure I.22 Diagramme de stabilité [TOB 58].

Par ailleurs, dans plusieurs travaux de recherches [XIA 02] [CHU 11] [MAS 01], l'usinage associé aux vibrations ultra-soniques est proposé comme une solution technologique afin d'anéantir le broutement. Le principe de ce procédé est d'animer l'outil d'un mouvement vibratoire ultrasonique de haute fréquence parfois elliptique (environ 20 kHz) de très petite amplitude (environ 10 μm), pour qu'il soit périodiquement séparé de la pièce usinée et du copeau. En conséquent, cette coupe interrompue présente des efforts de coupe amoindrie et une stabilité élevée où les amplitudes de déplacement de la pièce sont réduites d'une gamme de (10 - 102 μm) à une gamme de (3 - 5 μm) [XIA 02].

I.8 Intégrité de surface

L'intégrité de surface comprend l'étude des changements induits pendant la fabrication d'une pièce qui pourrait affecter ses propriétés et ses performances lorsqu'elle est mise en service. Par conséquent, en plus des défauts géométriques (la texture de la surface et des déviations dimensionnelles et géométriques), l'étude des altérations de surface (tels que des changements métallurgiques, des fissures et des contraintes résiduels) induits par l'usinage dur s'avère très importante. En ce qui suit, nous nous limitons à développer que les points largement étudiés par les scientifiques et les industriels.

I.8.1 Rugosité de surface

Réellement, une pièce après usinage, présente toujours des défauts subits lors du processus par suite de différentes causes. Ces défauts influent directement sur les performances de la pièce lorsqu'elle est fonctionnelle tels que :

- ✓ Le frottement de glissement et de roulement,

- ✓ La résistance au matage,
- ✓ L'étanchéité,
- ✓ La résistance à l'écoulement des fluides,
- ✓ La facilité d'accrochage des revêtements,
- ✓ La résistance aux efforts alternés.

Les défauts peuvent être de forme (défauts macro-géométriques, ondulations) ou de petits défauts (défauts micro-géométriques) connus habituellement par le nom de rugosité. Ces défauts peuvent être différenciés de la manière suivante :

- ✓ **Défauts de 1^{er} ordre** : Ce sont des défauts dus à des écarts de forme (rectitude, cylindricité, etc.) et de position (perpendicularité, parallélisme, etc.). Provenant de la déformation de la pièce pendant et après l'usinage, des défauts de bridage, de la flexion des éléments de la machine, d'un mauvais guidage des éléments mobiles ou de l'usure des organes de la machine-outil (Figure I.23).

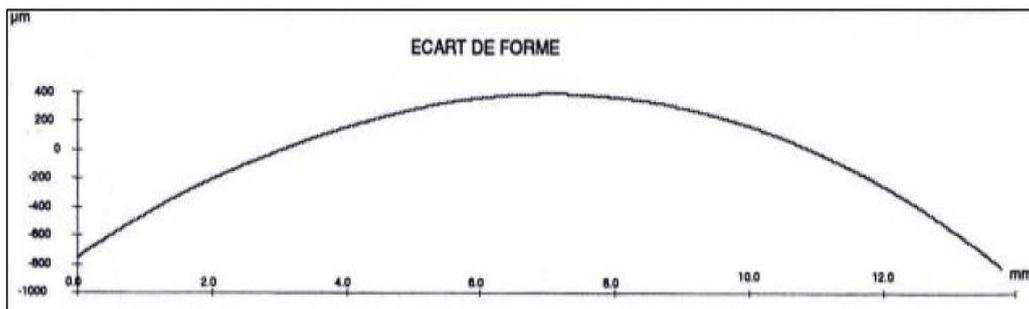


Figure I.23 Défaut d'ordre 1 : Ecarts de forme.

- ✓ **Défaut de 2^{ème} ordre** : Défauts plus petits. Ayant l'aspect général d'une ondulation, et provenant de l'avance par tournage ou en fraisage, de vibrations de basse fréquence de la pièce ou de l'outil (Figure I.24).

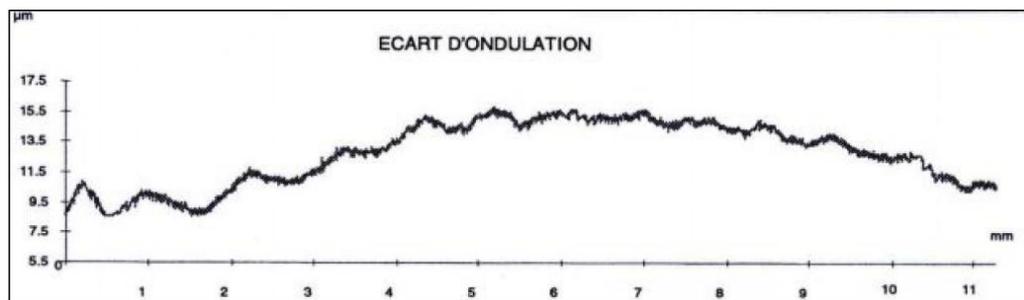


Figure I.24 Défaut d'ordre 2 : Ecarts d'ondulation.

- ✓ **Défauts de 3^{ème} ordre** : Stries et sillons dus à l'avance de l'arête coupante de l'outil, ou à l'avance par tour de la pièce, ou à des vibrations haute fréquence (Figure I.25).
- ✓ **Défauts de 4^{ème} ordre** : Fentes et piqûres dues à des marques d'outil ou à des vibrations de hautes fréquences. L'ensemble des défauts de 3^{ème} et 4^{ème} ordre constituent la rugosité de la surface (Figure I.26).

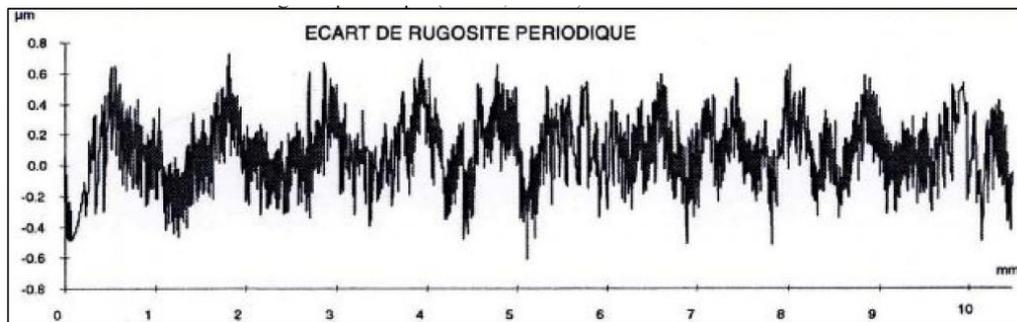


Figure I.25 Défaut d'ordre 3 : Ecarts de rugosité périodique (Stries, sillons).

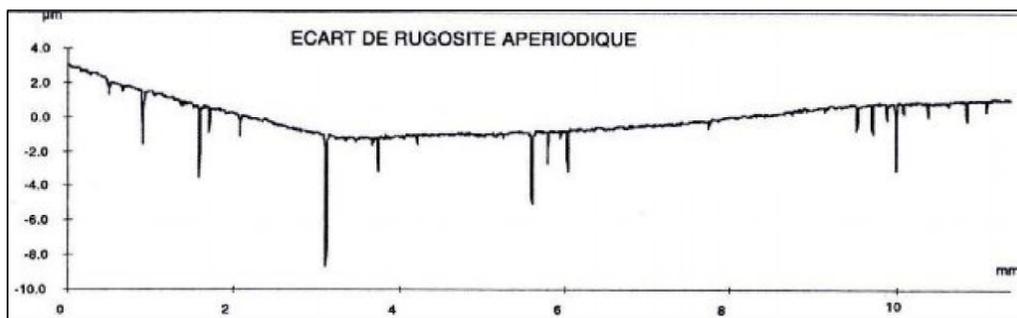


Figure I. 26 Défaut d'ordre 4 : Ecarts de rugosité aperiodique (Arrachements, fentes, piqûres)

a) Paramètres d'état de surface

Nombreux sont les normes et les paramètres pour qualifier la rugosité de surface, on se limite donc à présenter les paramètres de surface couramment utilisées dans le domaine de la fabrication mécanique, définis selon la norme **ISO 4287**.

➤ **La moyenne arithmétique Ra :**

C'est la moyenne arithmétique des sommes absolues des valeurs d'ordonnées du profil de rugosité. Du point de vue statique, Ra est également l'écart arithmétique moyen des valeurs d'ordonnées de rugosité de la ligne médiane (Figure I.27a). Ra n'est pas affecté significativement par les écarts isolés, ce qui signifie qu'il existe un risque de manquer un sommet important ou une rayure.

$$Ra = 1/lr \int_0^{lr} |Z(x)| dx \quad (I.11)$$

➤ **La hauteur maximale du profil de rugosité Rz :**

La hauteur de profil maximum est la moyenne arithmétique des différentes hauteurs de profil R_z (Figure I.27b), obtenues entre la hauteur de crête maximale R_p et la profondeur de creux maximale R_v sur les cinq longueurs de référence comprises dans la longueur d'évaluation (Figure I.27c). R_z permet de mesurer la dispersion (plage) des valeurs d'ordonnées de la rugosité. La valeur de R_z affichant la déviation la plus importante dans la longueur de référence est appelée R_{zmax} ou R_{max} .

➤ **La hauteur de crête R_p**

La hauteur de crête maximum du profil R_p est la valeur moyenne des hauteurs de crêtes des cinq longueurs de référence du profil obtenues (Figure I.27c). Le paramètre de rugosité de surface R_p associé à R_z peut fournir des informations sur les caractéristiques de surface.

➤ **La hauteur totale R_t** : R_t représente l'écart total entre le point le plus haut et le point le plus bas du profil (Figure I.27d).

➤

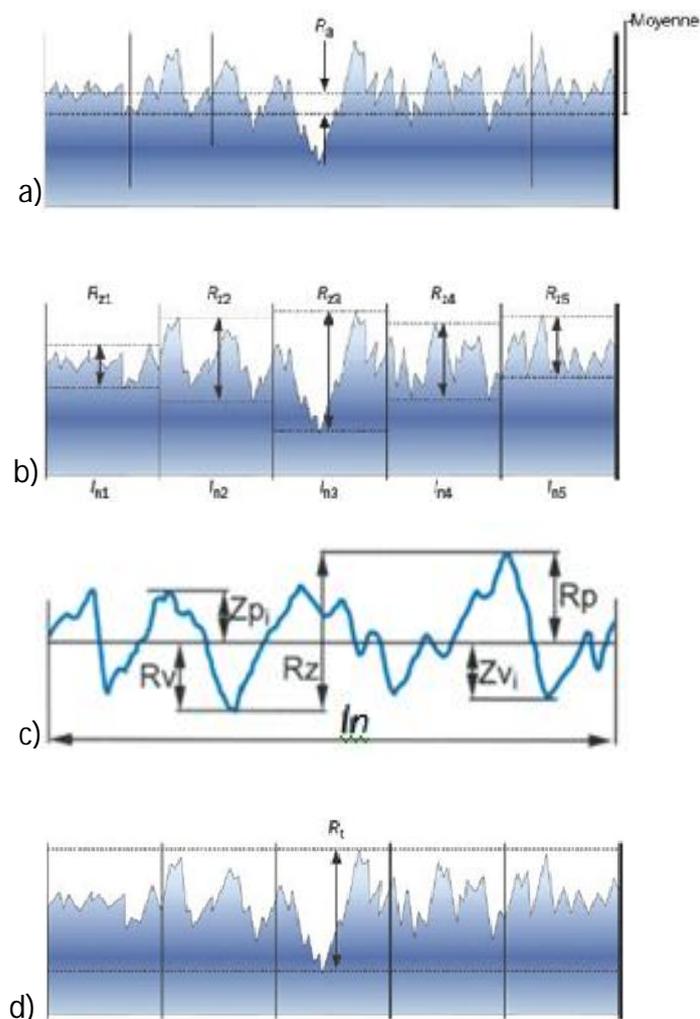


Figure I.27 Paramètres de rugosité.

I.8.2 Altérations de Surface

a) Classifications des altérations de Surface

Les altérations de surface sont classées en cinq types liées à l'enlèvement de matière [FIE 89]:

- ✓ **Mécanique** : qui inclut la déformation plastique, le changement de la dureté, les fissures, les contraintes résiduelles, les cavités, les bavures et les inclusions.
- ✓ **Métallurgique** : la transformation de phase, de taille et de distribution des grains, les inclusions et la recristallisation.
- ✓ **Chimique** : la corrosion, l'oxydation, la contamination, le durcissement par absorption chimique et l'attaque inter-granulaire.
- ✓ **Thermique** : affectation par la chaleur et formation de la couche blanche.
- ✓ **Electrique** : changement de la conductivité, du magnétisme et de la résistance thermique.

b) Les contraintes résiduelles

Les contraintes résiduelles laissées par le processus d'usinage affectent la performance des pièces, tel que la résistance à la fatigue et les propriétés tribologique. Les contraintes résiduelles peuvent être de traction ou de compression ceci dépend des paramètres de processus utilisés. On croit que les contraintes résiduelles compressives sont plus favorables à la résistance à la fatigue des roulements que celles de traction. Par conséquent, des paramètres d'usinage optimaux doivent être choisis de façon à induire des contraintes résiduelles favorables à la résistance à la fatigue des pièces [JIA 05].

En plus des paramètres de coupe, la géométrie de l'outil et la dureté de la pièce influent sur les contraintes résiduelles. Selon Thiele et Melkote [THI 99], un outil de coupe chanfreiné induit des contraintes résiduelles moins élevées que celles induites par un outil à arête arrondie. Et que l'usinage d'une pièce dure produit des contraintes résiduelles supérieures par rapport à celles laissées dans une pièce moins dure (Figure I.28). Les chercheurs ont pu visualisé, grâce à la microscopie à balayage électronique, les lignes du flux plastique, particulièrement dans le cas d'usinage par un outil à arête arrondie (Figure I.29).

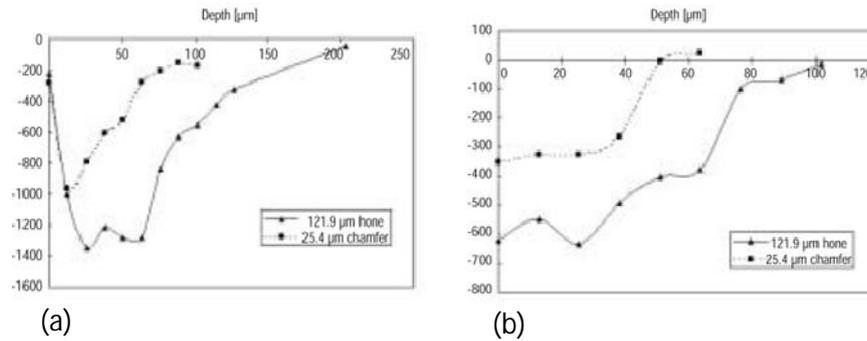


Figure I.28 Contraintes résiduelles (MPa) mesurées après usinage du 100Cr6 avec outil chanfreiné et outil à arête arrondie de dureté: (a) 57 HRC (b) 41 HRC [THI 99].

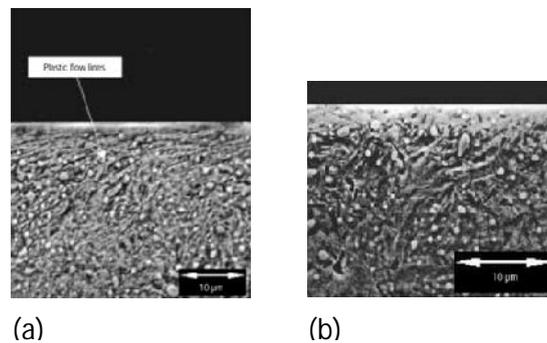


Figure I.29 Microstructure d'une pièce usinée par : (a) outil à arête arrondie, (b) outil chanfreiné [THI 99].

I.9 Méthodologie de surface de réponse (MSR)

La méthodologie de surface de réponse est utile pour modéliser et analyser les problèmes dans lesquels une réponse d'intérêt est influencée par plusieurs variables, et pour la résolution des problèmes d'optimisation. Cette méthodologie se base sur un ensemble de techniques mathématiques et statistiques qui sont [THA 06] :

- ✓ La conception d'un plan d'expériences qui donne des estimations et des prédictions précises;
- ✓ Le développement d'un modèle mathématique qui représente de meilleure façon la réponse;
- ✓ La recherche des niveaux optimaux des facteurs qui produisent la valeur maximum ou minimum de la réponse;
- ✓ La représentation des effets directs et d'interactions des variables du processus sur la réponse par les graphiques bidimensionnels et tridimensionnels.

L'application pratique de la méthodologie de surface de réponse implique donc le développement d'un modèle pour la vraie surface de réponse. La véritable surface de réponse fondamentale est typiquement conduite par un certains mécanismes physiques inconnus. Le modèle d'approximation qui est un modèle empirique est basé sur les résultats du processus ou du système. La régression multiple est une collection des techniques statistiques utiles pour la construction des modèles empiriques demandés par la méthodologie de surface de réponse [RAY 09].

I.9.1 Modèle de régression multiple de 1^{ier} ordre

La relation entre la réponse y et les variables indépendantes est généralement inconnue. En général, le modèle polynômial d'ordre réduit est employé pour décrire la surface de réponse f . Un modèle polynômial est généralement une approximation suffisante dans une petite région de la surface de réponse. Par conséquent, selon l'approximation de la fonction inconnue f que des modèles de premier ordre ou de second ordre, sont utilisés. En outre, la fonction rapprochée f est un modèle de premier ordre quand la réponse est une fonction linéaire des variables indépendantes. Un modèle de premier ordre avec un nombre d'essais expérimentaux N , un nombre de variables q et une réponse unique y peut être exprimé comme suit :

$$\begin{aligned}
 y_i &= \beta_0 + \beta_1 x_{i1} + \beta_2 x_{i2} + \beta_3 x_{i3} + \dots + \beta_q x_{iq} + \varepsilon_i \\
 &= \beta_0 + \sum_{j=1}^q \beta_j x_{ij} + \varepsilon_i \quad (i = 1, 2, \dots, N) \quad (j = 1, 2, \dots, q)
 \end{aligned}
 \tag{I.12}$$

Où $N > q$. Le paramètre β_j mesure le changement prévu de la réponse y par unité d'augmentation de x_j quand les autres variables indépendantes sont présumé constantes. La $i^{\text{ème}}$ observation et le $j^{\text{ème}}$ niveau de la variable indépendante est dénoté par x_{ij} . La structure des données du modèle de régression multiple est montrée dans le Tableau 1.

Tableau V.1 Données pour le modèle de régression multiple

| y | x_1 | x_2 | ... | x_q |
|-------|----------|----------|-----|----------|
| y_1 | x_{11} | x_{12} | ... | x_{1q} |
| y_2 | x_{21} | x_{22} | ... | x_{2q} |
| . | . | . | ... | . |
| . | . | . | ... | . |
| . | . | . | ... | . |
| y_n | x_{n1} | x_{n2} | ... | x_{nq} |

Le modèle de régression multiple peut être écrit sous une forme matricielle telle que :

$$Y = X\beta + e \quad (\text{I.13})$$

$$Y = \begin{bmatrix} y_1 \\ \vdots \\ y_2 \end{bmatrix}_{(n \times 1)} \quad X = \begin{bmatrix} 1 & x_{11} & x_{12} & \dots & x_{1q} \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots \\ 1 & x_{n1} & x_{n2} & \dots & x_{nq} \end{bmatrix}_{(n \times k)} \quad \beta = \begin{bmatrix} \beta_0 \\ \vdots \\ \beta_q \end{bmatrix}_{(k \times 1)} \quad e = \begin{bmatrix} \varepsilon_1 \\ \vdots \\ \varepsilon_n \end{bmatrix}_{(n \times 1)}$$

Y est le vecteur (n * 1) des observations, X est la matrice (n * k) des niveaux des variables indépendantes, β est le vecteur (k * 1) des coefficients de régression, et e est le vecteur (n X 1) des erreurs (résidus) aléatoires.

Ce système ne peut pas, en général, être résolu simplement car le nombre d'équations est inférieur au nombre d'inconnues. En effet, il y a n équations et (k + n) inconnues. Cette résolution ne peut être menée à bien que si l'on utilise une méthode de régression qui introduit k équations supplémentaires. La plupart du temps cette méthode est basée sur le critère d'optimisation des moindres carrés. On obtient ainsi les estimations les plus probables des coefficients que l'on note :

$$\beta' = (X'X)^{-1}X'y \quad (\text{I.14})$$

Le modèle de premier ordre est employé pour décrire les surfaces plates qui peuvent être inclinées. Ce modèle n'est pas approprié à l'analyse des lignes maximum et minimum.

a) Critère de presque orthogonalité

Si la sous-matrice obtenue en retirant la première ligne et la première colonne de la matrice $(X'X)^{-1}$ est diagonale, le critère de presque orthogonalité est respecté.

b) Critère d'isovariance par rotation

On désire que les réponses calculées avec le modèle issu du plan d'expériences aient une erreur de prévision identique pour des points situés à la même distance du centre du domaine d'étude. Dans ce cas on parle de plan isovariant par rotation

I.9.2 Modèle de régression multiple de 2^{ème} ordre

Quand il y a une courbure dans la surface de réponse le modèle de premier ordre est insuffisant. Par conséquent, un modèle de second ordre est utile pour se rapprocher d'une partie de la véritable surface de réponse avec une courbure parabolique. Le modèle du second ordre inclut tous les termes du modèle de premier ordre, plus tous les termes quadratiques tel que $\beta_{11}x_{1i}^2$, ainsi que tous les termes produits tel que $\beta_{13}x_{1i}x_{3j}$, il prend la forme suivante :

$$y = \beta_0 + \sum_{j=1}^q \beta_j x_j + \sum_{i=1}^q \beta_{jj} x_j^2 + \sum \sum_{i < j} \beta_{ij} x_i x_j + \varepsilon \quad (\text{I.15})$$

Le modèle du second ordre est flexible, parce qu'il peut prendre une variété de formes fonctionnelles pour se rapprocher localement de la surface de réponse. Par conséquent, ce modèle est généralement une bonne évaluation de la véritable surface de réponse.

I.9.3 Plans composites centrés

Il existe plusieurs plans adéquats au modèle de second ordre. Le plus répandu est le plan composite centré (CCD). Ce plan a été développé par Box and Wilson. Il se compose de points factoriels, points centraux et points axiaux. Les plans composites sont parfaitement adaptés à l'acquisition séquentielle des résultats [GOU].

Quand un modèle de premier ordre n'explique pas les résultats, le CCD peut être développé par l'addition de points axiaux (points en étoile) avec plus de points centraux pour le but d'introduire des termes quadratiques au modèle. Le nombre de points centraux n_c et la distance (α) des points axiaux du centre sont les deux importants paramètres dans la conception du CCD. Les points centraux donnent des informations sur la courbure de la surface, si la courbure est significative, les points axiaux additionnels permettent à l'expérimentateur d'avoir une évaluation efficace des termes quadratiques.

a) Orthogonalité des plans composites

Le but de l'orthogonalité est d'obtenir des effets principaux et d'interactions indépendants entre eux, et ce pour définir les contributions indépendantes. Un plan composite centré est orthogonal si la distance axiale est telle que :

$$\alpha = \left\{ \left[(n_c + n_s + n_0)^{1/2} - n_c^{1/2} \right]^2 \times \frac{n_c}{4} \right\}^{1/4} \quad (\text{I.16})$$

Où

n_c le nombre de points du cube du plan (factoriel)

n_s le nombre de points en étoile du plan (axial)

n_0 le nombre de points centraux du plan

b) Isovariance par Rotation

Un plan est dit isovariant par rotation si la rotation des points du plan original générera la même quantité d'information, son intérêt est d'extraire au mieux le maximum d'information du plan. Un plan composite centré est isovariant par rotation si :

$$\alpha = (n_c)^{1/4} \quad (\text{I.17})$$

Pour rendre un plan à la fois (approximativement) orthogonal et isovariant par rotation, il faut tout d'abord choisir la distance axiale pour l'isovariance par rotation, puis ajouter les points centraux de sorte que :

$$n_0 \approx 4 \times n_c^{1/2} + 4 - 2K \quad (\text{I.18})$$

Où k représente le nombre de facteurs du plan.

I.9.4 Optimisation

L'optimisation ou les problèmes d'optimisation sont très fréquents dans les différents domaines économiques. Il s'avère que l'importance donnée à l'optimisation par les industriels est désormais évidente. Un problème d'optimisation est défini comme la recherche de l'optimum (minimum ou maximum) d'une fonction donnée. Dans le cas où la variable de cette fonction est limitée dans une certaine partie de l'espace de recherche, le problème d'optimisation est donc sous contraintes [YAN 02].

Un problème d'optimisation est présenté sous la forme mathématique suivante :

minimiser $f(\vec{x})$ (fonction à optimiser appelée aussi fonction objectif)

avec $\vec{g}(\vec{x}) \leq 0$ (m contraintes d'inégalité)

et $\vec{h}(\vec{x}) \leq 0$ (p contraintes d'égalité)

Où $\vec{x} \in R^n$, $\vec{g}(\vec{x}) \in R^m$ et $\vec{h}(\vec{x}) \in R^p$

La résolution de ces problèmes est facile lorsque certaines conditions mathématiques sont satisfaites : ainsi, la programmation linéaire traite efficacement le cas où la fonction objectif, ainsi que les contraintes, s'expriment linéairement en fonction des variables de décision. Malheureusement, les situations rencontrées en pratique comportent souvent une ou plusieurs complications, qui mettent en défaut ces méthodes : par exemple, la fonction objective peut être non linéaire, ou même ne pas s'exprimer analytiquement en fonction des paramètres ; ou encore, le problème peut exiger la considération simultanée de plusieurs objectifs contradictoires.

a) Classification des problèmes d'optimisation

Les problèmes d'optimisation sont classés en fonction de leurs caractéristiques [YAN 02]:

1. Nombre de variables de décision :

– Une \Rightarrow monovariable.

– Plusieurs \Rightarrow multivariable.

2. Type de la variable de décision :

– Nombre réel continu \Rightarrow continu.

– Nombre entier \Rightarrow entier ou discret.

3. Type de la fonction objectif :

– Fonction linéaire des variables de décision \Rightarrow linéaire.

– Fonction quadratique des variables de décision \Rightarrow quadratique.

– Fonction non linéaire des variables de décision \Rightarrow non linéaire.

4. Formulation du problème :

– Avec des contraintes \Rightarrow contraint.

– Sans contraintes \Rightarrow non contraint.

b) Optimisation multiobjectifs

Dans les problèmes d'optimisations industrielles réelles, plusieurs objectif doivent être optimisés en même temps, car l'optimisation individuelle d'une réponse peut être acceptable pour une autre réponse et contradictoire pour les autres réponses (la diminution d'un objectif entraîne une augmentation de l'autre objectif). L'optimisation multiobjectif se base donc sur la recherche des solutions de compromis qui satisfont au mieux les différents objectifs [Yan 02]. Autrement dit, elles minimisent un certain nombre d'objectifs tout en dégradant les performances sur d'autres objectifs.

➤ La dominance

Une multitude de solutions peuvent être trouvées dans la résolution d'un problème d'optimisation multiobjectif, une question qui se pose est comment choisir les solutions les plus intéressantes entre toutes ces solutions. Pour le faire il faut se baser sur le concept de dominance. Il faut donc qu'il existe une relation de dominance entre la solution considérée et les autres solutions :

On dit que le vecteur \vec{x}_1 domine le vecteur \vec{x}_2 si :

\vec{x}_1 est au moins aussi bon que \vec{x}_2 dans tous les objectifs, et,

\vec{x}_1 est strictement meilleur que \vec{x}_2 dans au moins un objectif.

Les solutions qui dominent les autres mais ne se dominant pas entre elles sont appelées solutions optimales au sens de Pareto (ou solutions non dominées). On définit comme suit l'optimalité locale et l'optimalité globale au sens de Pareto.

➤ Optimalité locale au sens de Pareto :

Un vecteur $\vec{x} \in R^n$ est optimal localement au sens de Pareto s'il existe un réel $\delta > 0$ tel qu'il n'y ait pas de vecteur \vec{x}' qui domine le vecteur \vec{x} avec $\vec{x}' \in R^n \cap B(\vec{x}, \delta)$, où $B(\vec{x}, \delta)$ représente une boule de centre \vec{x} et de rayon δ .

Un vecteur \vec{x} est donc optimal localement au sens de Pareto s'il est optimal au sens de Pareto sur une restriction de l'ensemble R^n (Figure I.30).

➤ **Optimalité globale au sens de Pareto :**

Un vecteur \vec{x} optimal globalement au sens de Pareto (ou optimal au sens de Pareto) s'il n'existe pas de vecteur \vec{x}' tel que \vec{x}' domine le vecteur \vec{x} .

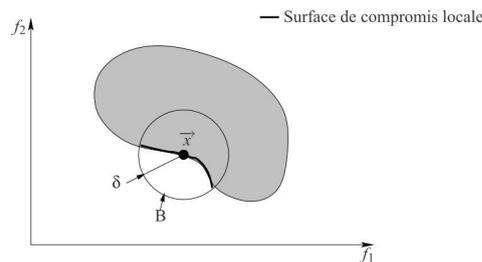


Figure I.30 Optimalité locale au sens de Pareto [YAN 02].

c) Méthode de fonction de désirabilité :

L'approche de fonction de désirabilité est en effet appropriée à la méthodologie de la surface de réponse, son principe est d'adimensionner toutes les réponses $Y_j(x), j = 1, 2, \dots, p$, obtenues à partir de différentes échelles de mesure, en des fonctions $d_j(Y_j(x))$ d'échelle identique, appelées fonctions de désirabilité individuelle variant de 0 à 1.

On entend par x le vecteur des facteurs $x^T = (x_1, x_2, \dots, x_n)$.

Une fois que les fonctions de désirabilité individuelles sont établies, leur moyenne géométrique est calculée à partir d'une fonction objective globale qui prend la forme suivante :

$$D(x) = [d_1(Y_1(x)) \cdot d_2(Y_2(x)) \dots d_p(Y_p(x))]^{1/p} \tag{I.19}$$

Parmi les fonctions de désirabilité individuelles existantes nous présentons la fonction suivante proposée par Derringer et Suich [Der 80]:

$$d_j(Y_j(x)) = \begin{cases} \left(\frac{Y_j - Y_{\min j}}{T_j - Y_{\min j}}\right)^s & \text{si } Y_{\min j} \leq Y_j(x) \leq T_j \\ \left(\frac{Y_j - Y_{\max j}}{T_j - Y_{\max j}}\right)^t & \text{si } T_j \leq Y_j(x) \leq Y_{\max j} \\ 0 & \text{si } Y_j(x) \notin [Y_{\min j}; Y_{\max j}] \end{cases} \tag{I.20}$$

Avec :

T_j la valeur cible pour une réponse j

$Y_{\min j}$ et $Y_{\max j}$ les limites de désirabilité pour la réponse j

s et t sont des variables définies 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_j) pour une réponse j .

Dans le cas où la cible (T_j) cherché est un maximum, la fonction de désirabilité s'écrit comme suit:

$$d_j(Y_j(x)) = \begin{cases} 0 & \text{si } Y_j(x) \leq Y_{\min j} \\ \left(\frac{Y_j - Y_{\min j}}{Y_{\max j} - Y_{\min j}}\right)^s & \text{si } Y_{\min j} \leq Y_j(x) \leq Y_{\max j} \\ 1 & \text{si } Y_j(x) \geq Y_{\max j} \end{cases} \quad (\text{I.21})$$

Dans le cas où la cible (T_j) cherché est un minimum, la fonction de désirabilité s'écrit comme suit:

$$d_j(Y_j(x)) = \begin{cases} 1 & \text{si } Y_j(x) \leq Y_{\min j} \\ \left(\frac{Y_{\max j} - Y_j}{Y_{\max j} - Y_{\min j}}\right)^t & \text{si } Y_{\min j} \leq Y_j(x) \leq Y_{\max j} \\ 0 & \text{si } Y_j(x) \geq Y_{\max j} \end{cases} \quad (\text{I.22})$$

L'étape qui suit consiste à remplacer les polynômes $Y_j(x)$ développé par la méthodologie de surface de réponse dans les fonctions de désirabilités individuelles, qui seront eux-mêmes remplacé dans la fonction objective globale. Finalement, il ne reste qu'à maximiser la fonction objective globale $D(x)$.

Pour la méthodologie de la surface de réponse l'utilisation des variables codées (ou des variables centrées réduites) pour trouver le modèle de régression pour p variables est une pratique courante. La relation la plus répandue pour la transformation des variables réelles en variable codées a été proposée par l'équation I.23 de Khuri et Cornell :

$$x = \frac{2t - (u+l)}{u-l} \quad (\text{I.23})$$

Pour laquelle :

- u est la valeur supérieure pour t
- l est la valeur inférieure pour t
- t est la valeur cible étudiée avec $l \leq t \leq u$
- x est la valeur codée qui correspond à t .

I.10 Recherche bibliographique

L'étude des différents phénomènes (intégrité de surface, usure d'outil, efforts de coupe, et formation du copeau) qui sont produits pendant le processus de coupe est nécessaire pour la conception d'équipement et l'amélioration de la productivité et la qualité des produits usinés. Aussi bien, la prédiction des efforts de coupe et de la rugosité de surface devient importante dans le domaine du tournage dur.

Benga et Abrao [BEN 03] ont utilisé la méthodologie de surface de réponse (MSR) afin d'étudier la rugosité de surface de l'acier à roulement (100Cr6) usiné avec trois types d'outils qui sont : la céramique mixte (70 % Al_2O_3 + 30 % TiC), la céramique renforcée (Whiskers) et le nitrure de bore cubique polycristallin (PCBN). La vitesse de coupe et l'avance de l'outil ont été considérées autant que variables. Les résultats ont prouvé que la rugosité de surface est affectée essentiellement par l'avance, et ce pour les trois types d'outil de coupe.

Yallese et autres [YAL 05] ont examiné l'effet des paramètres de coupe (vitesse de coupe, profondeur de passe et avance) sur la rugosité de surface en tournage dur de l'acier X200Cr12. Les résultats ont montré que l'emploi d'une avance élevée détériore la rugosité de surface tandis que la profondeur de passe n'avait pas un effet remarquable. De ce fait, ils ont conseillé d'usiner avec une profondeur de passe élevée afin d'augmenter le taux d'enlèvement de matière.

Cet effet néfaste d'avance sur la rugosité a été pareillement signalé par Kacal et Yildirim [KAC 13] pendant le tournage dur de l'acier d'outillages à froid AISI D6 par des plaquettes de céramique et de CBN. Les auteurs ont appliqué l'analyse relationnelle grise (GRA) pour optimiser les conditions de coupe en faveur de la rugosité de surface, il s'agit de la puissance de coupe, l'usure d'outil et de l'effort de coupe spécifique.

L'effet des paramètres de coupe sur la rugosité de surface a été également étudié par Lalwani et autres [LAL 08] en tournage dur de finition de l'acier MDN250 avec un outil en céramique revêtue. Les chercheurs ont trouvé, en appliquant l'ANOVA, que l'avance était le paramètre le plus influençant tandis que la vitesse de coupe n'avait aucun effet significatif sur la rugosité de surface.

Aslan et autres [ASL 07] ont réalisé une étude expérimentale en utilisant les techniques de Taguchi, concernant le tournage de l'acier endurci AISI 4140 avec un outil en céramique mixte. Tout en s'appuyant sur les résultats de l'analyse de la variance (ANOVA), les auteurs ont indiqué que la rugosité de surface était principalement influencée par les suivantes

interactions : vitesse de coupe-avance et avance-profondeur de passe. La rugosité surface (R_a) a été modélisé par la régression linéaire multiple.

Dureja et autres [DUR 09] ont adopté le plan d'expérience Box–Behnken (BBDs) pour étudier l'influence des paramètres de coupe et la dureté de la pièce sur la rugosité de surface de l'acier AISI H11 usiné avec un outil en céramique mixte revêtu. La méthodologie de surface de réponse (MSR) a été utilisée pour l'approche d'optimisation. En outre, il a été conclu à travers les graphes de la méthodologie de surface de réponse que l'obtention d'une meilleure rugosité de surface était possible en utilisant des petites avances et des vitesses de coupe élevées. Cette combinaison d'avance et de vitesse de coupe a été également suggérée par Ozel et autres [OZE 07] dans le tournage de finition de l'acier AISI D2 en utilisant les plaquettes en céramique wiper. Pour la prédiction de la rugosité surface, les chercheurs ont développé des modèles linéaires de régression multiple et des modèles de réseaux de neurones. Contrairement aux résultats obtenus par [DUR 09] et [OZE 07], Guddat et autres [GUD 11] ont signalé l'amélioration de la rugosité surface avec l'augmentation de l'avance en usinage de l'acier AISI 52100 avec un outil CBN wiper (Figure I.31). Ceci a été justifié par l'écoulement latéral du matériau usiné au lieu qu'il soit coupé par l'outil, particulièrement lorsque une petite avance est utilisée.

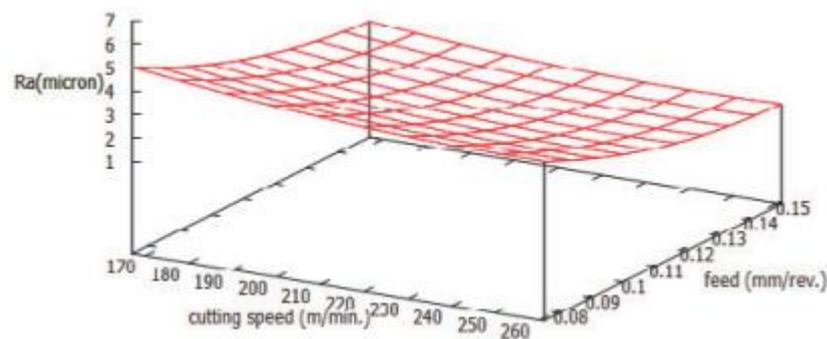


Figure I.31 Effet de l'avance et la vitesse de coupe sur la rugosité de surface [GUD 11].

Paiva et autres [PAI 12] ont appliqué une nouvelle approche d'optimisation appelée la conception robuste multivariable de paramètres (MRPD), ayant pour but une rugosité minimale pendant le tournage dur de l'acier AISI 52100 par un outil en céramique mixte revêtues. Le principe de cette nouvelle approche est de prendre en considération les variables contrôlables (X_i) et les variables incontrôlables appelées bruit (z_i) pour définir les niveaux du paramètre qui réduisent au minimum la distance de chaque réponse (y_i) de sa cible respective (T_i) tout en gardant chaque variance causées par les variables de bruit aussi basses que possible.

Dans une étude récente, Satyanarayana et autres [SAT 14] ont utilisé l'ANOVA pour évaluer l'influence des paramètres de coupe et l'angle d'attaque sur les efforts de coupe et la rugosité de surface obtenue en tournage dur de l'alliage titane.

Dans certaines études expérimentales l'effet de la géométrie de l'outil sur la rugosité de surfaces et les efforts de coupe a été examiné, tel que l'étude de Thiele et Melkote [THI 99]. Les deux chercheurs ont constaté que l'effet de la géométrie de l'arrête de l'outil CBN est statistiquement important sur les efforts de coupe et la rugosité de surface en tournage de finition de l'acier d'AISI 52100. En effet, il a été observé que l'augmentation du rayon de l'arête de l'outil donnait des valeurs élevées de rugosité de surface, à cause de la dominance de la résultante de l'écrasement sur celle de cisaillement (Figure I.32).

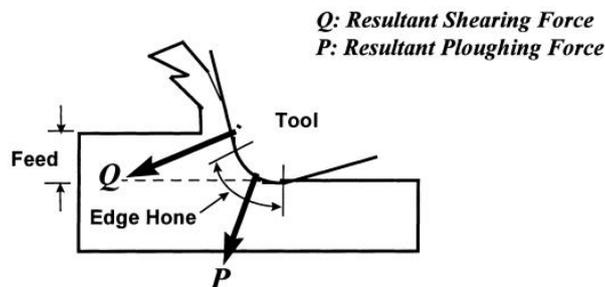


Figure I.32 Effet de l'écrasement et du cisaillement (coupe orthogonale) [THI 99].

Neseli et autres [NES 11] ont appliqué la méthodologie de surface de réponse (MSR) pour étudier l'influence du rayon du bec d'outil, l'angle de direction et de l'angle d'attaque sur la rugosité de surface. D'après les résultats, Ils ont indiqué que le rayon du bec était le paramètre le plus prépondérant.

Dans une étude comparative, Elbah et autres [ELB 13] ont révélé que les valeurs de rugosité de surface obtenues par les plaquettes en céramique wiper sont deux fois plus faibles à ceux obtenues par les plaquettes en céramique conventionnelles pendant le tournage dur de l'acier AISI 4140 (Figure I.33).

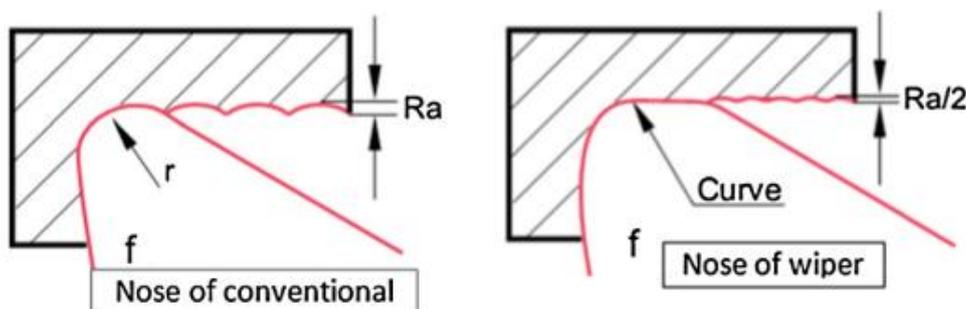


Figure I.33 Effet de la géométrie de l'outil sur la rugosité de surface [ELB 13].

Le même rapport a été fait par Guddat et autres [GUD 11] en tournage dur de l'acier AISI 52100 avec Plaquettes de PCBN wiper. Néanmoins, des valeurs plus élevées de contraintes résiduelles de compression ont été enregistrées.

Hornig et autres [HOR 08] a considéré le rayon du bec d'outil en tant que variable avec les paramètres de coupe. Les résultats de l'ANOVA ont indiqué que la vitesse de coupe et le rayon du bec de l'outil avait une influence significative sur la rugosité de surface de l'acier fortement allié au manganèse (Hadfield steel) usiné par une plaquette en céramique mixte. En outre, les auteurs ont lié l'augmentation imprévue de la rugosité de surface en utilisant un grand rayon de bec à la rupture brutale du bec de l'outil et à l'usure en dépouille, dans leur point de vue, ceci est dû à l'élargissement de l'aire de contact entre la pièce et l'outil.

Le même nombre de variables a été également adopté par Saini et autres [SAI 12] dans le cas du tournage dur de l'acier AISI H11 avec un outil en céramique, les résultats d'ANOVA ont prouvé que l'avance avait une influence significative sur la rugosité de surface, suivie par la vitesse de coupe et le rayon du bec. En conséquence, l'auteur a recommandé de diminuer l'avance et d'augmenter la vitesse de coupe pour avoir une meilleure qualité de surface.

En plus des paramètres de coupe, Aouissi et autres [AOU 12] se sont intéressés à l'étude de l'influence de la dureté de la pièce sur les composantes de l'effort de coupe et la rugosité de surface de l'acier AISI H11 durci à (40 ; 45 et 50) HRC, usinés par un outil de nitrure de bore cubique (CBN). La méthodologie de surface de réponse (MSR) a été utilisée pour le développement des modèles mathématiques des trois composantes de l'effort de coupe et de la rugosité de surface, dont les expériences ont été menées selon le plan Box–Behnken (BBDs). Les résultats obtenus ont montré que les composantes de l'effort de coupe sont principalement influencées par la profondeur de passe et la dureté de la pièce. Aussi, il a été constaté que l'avance et la dureté de la pièce ont un effet statistiquement significatif sur la rugosité de surface (Figure I.34a et I.34b).

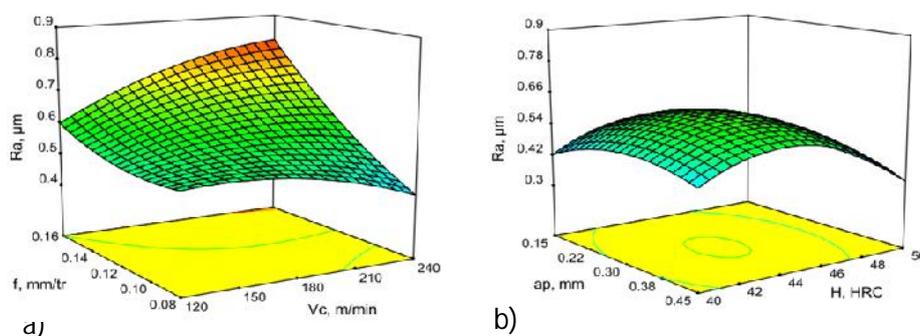


Figure I.34 a) Effet de la vitesse de coupe et l'avance sur la rugosité de surface, b) Effet de la dureté de la pièce et la profondeur de passe sur la rugosité de surface [AOU12].

Par ailleurs, l'influence de la vibration engendrée pendant le processus de coupe sur les produits usinés a fait l'objet de plusieurs recherches expérimentales. Thomas et autres [THO 96] ont lié la différence entre la rugosité de surface mesurée et celle théorique aux vibrations.

Basé sur ce concept, Jang et autres [JAN 96] ont développé un algorithme de surveillance en temps réel pour calculer la rugosité de surface. L'algorithme superpose le profil théorique et le profil oscillant déterminés par la vibration relative entre l'outil et la pièce (Figure I.35). L'amplitude des vibrations relatives ont été mesurée par une sonde de déplacement (type inductance). Les résultats expérimentaux ont montré une bonne corrélation entre la rugosité simulée, obtenue par l'algorithme proposé, et la rugosité mesurée.

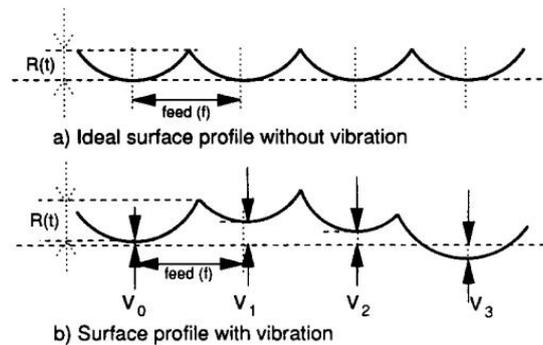


Figure I.35 Profil de rugosité où la vibration est prise en compte [JAN 96].

Kirby et autres [KIR 04] ont développé un modèle de prédiction de rugosité de surface basé sur l'avance et la vibration de l'outil mesurée dans les trois directions.

Dans leur travail expérimental, Risbood et autres [RIS 03] se sont basés sur l'accélération radiale en plus des paramètres de coupe pour le développement des modèles de prédiction de la rugosité de surface et de la déviation dimensionnelle. L'approche a été établie par les réseaux de neurones artificiels (RAN).

Abouelatta et Madl [ABO 01] ont révélé que les modèles mathématiques de rugosité de surface incluant les conditions de coupe et les vibrations de l'outil sont plus efficaces que ceux incluant seulement les conditions de coupe. L'étude expérimentale a été effectuée en variant un grand nombre de paramètres qui sont : l'avance, la vitesse de coupe, la profondeur de passe, le porte à faux de l'outil, le rayon du bec, l'angle d'inclinaison, le diamètre et la longueur de la pièce. Les paramètres du signal vibratoire impliqués dans les modèles sont le maximum d'autocorrélation, le maximum de la densité de la puissance spectrale dans la direction radiale et d'avance. La mesure des vibrations a été réalisée par un accéléromètre 3D monté sur l'outil et connecté à un analyseur FFT.

Delijaicov et autres [DEL 10] ont rapporté que l'intégration des amplitudes des fréquences améliore de 5% le modèle de rugosité de surface dépendant de la vitesse de coupe, l'avance et de la profondeur de passe. Les signaux vibratoires ont été évalués à partir des efforts de coupe. Et afin de distinguer l'information du bruit, le signal temporel était converti en spectre en utilisant la transformée de fourrier rapide (FFT). Le graphique dans la Figure I.36 montre le spectre du signal, où le carré de l'amplitude est calculé pour présenter la puissance de chaque composante spectrale.

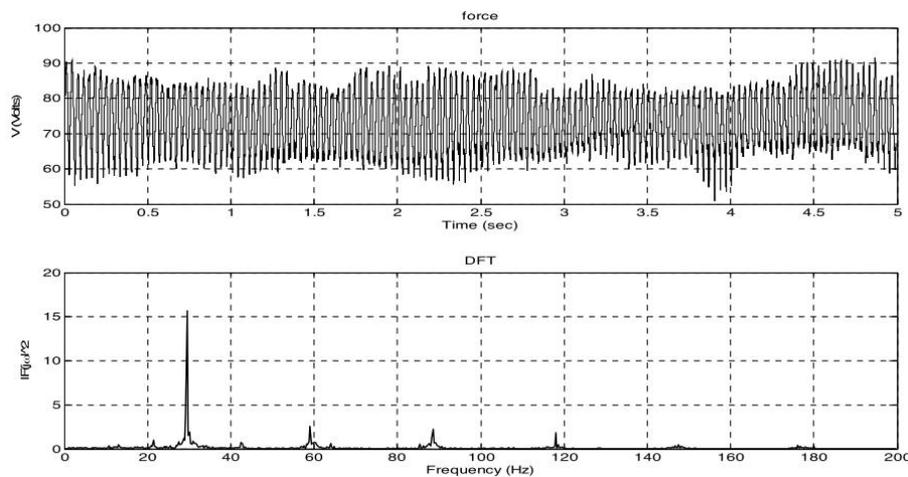


Figure I.36 Spectre du signal temporel [DEL 10].

Upadhyay et autres [UPA 12] ont mentionné que les modèles basés sur les paramètres de coupe et l'amplitude d'accélération de l'outil dans la direction radiale et tangentielle sont plus précis (erreur maximum 7.45%) que les modèles basés seulement sur les vibrations de l'outil. Comme ce modèle a été trouvé assez précis, un modèle de réseau de neurone a été donc développé en utilisant les mêmes paramètres (Figure I.37).

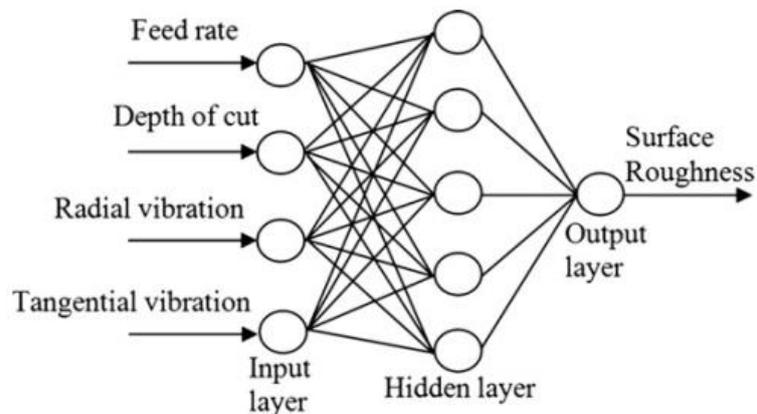


Figure I.37 Architecture du réseau de neurones [UPA 12].

Salgado et autres [SAL 09] ont développé un système de prédiction instantanée de la rugosité de surface. Ce système est basé sur les paramètres de coupe (vitesse de coupe, profondeur de passe et avance), la géométrie de l'outil (rayon du bec et l'angle d'inclinaison) et les signaux de vibrations de l'outil dans les trois directions. Une nouvelle technique appelée l'analyse spectrale singulière (SSA) a été appliquée. Cette technique consiste à décomposer les signaux de vibration afin d'extraire plus d'informations significatives corrélées avec la rugosité de surface. L'estimation de la rugosité de surface a été faite par l'emploi d'une récente méthode LS-SVM (machines à vecteurs de support), qui englobe un ensemble de techniques d'apprentissage supervisé.

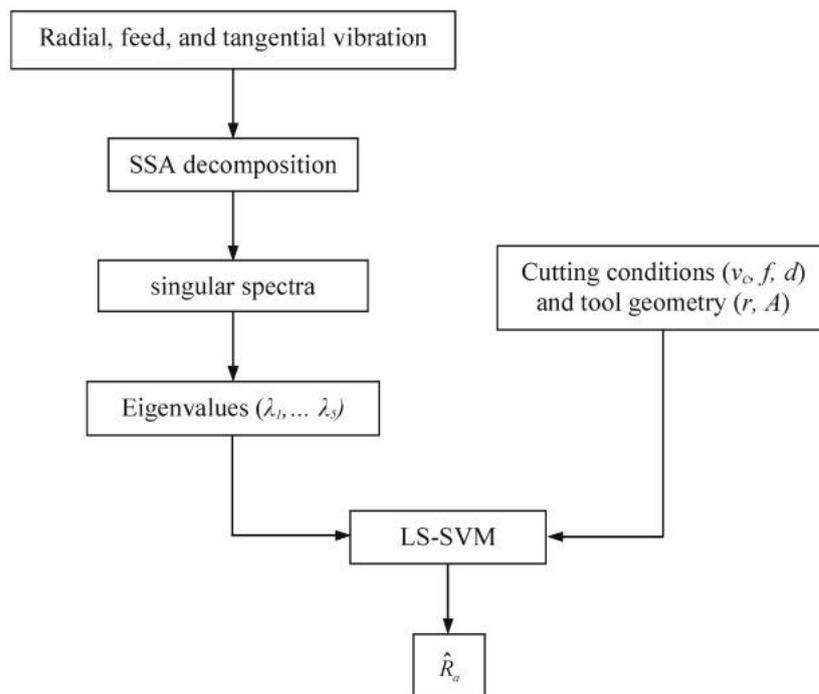


Figure I.38 Schéma de processus de l'estimation de Ra [SAL 09].

Hessainia et autres [HES 13] ont corrélé entre la rugosité de surface et le déplacement du bec de l'outil. Les modèles de rugosité de surface ainsi développés ont inclus tous les paramètres de coupe, le déplacement vibratoire du bec de l'outil, de la broche et du chariot transversal. Les auteurs ont interprété la dégradation de la rugosité de surface lors de l'utilisation de faibles avances par l'augmentation de l'amplitude d'accélération du bec de l'outil.

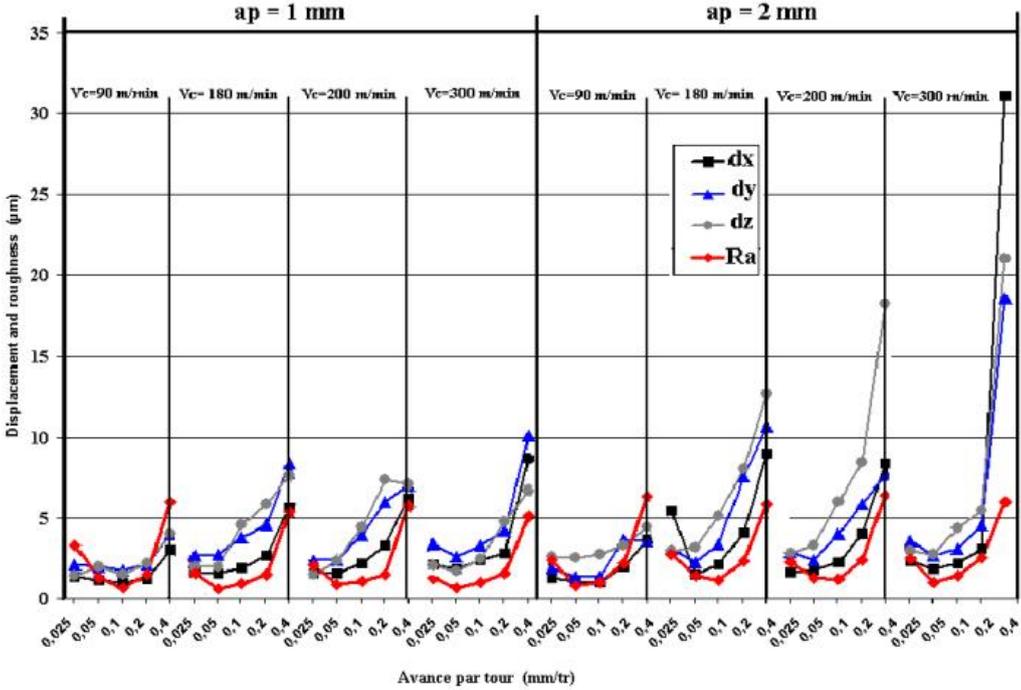


Figure I.39 Déplacements du bec de l'outil et la rugosité [HES 13].

CHAPITRE II

MOYENS ET TECHNIQUES EXPERIMENTALES

II.1 Introduction

Dans ce chapitre nous présentons la description des moyens et des techniques expérimentales utilisés pour examiner et modéliser ; la rugosité de surface, les efforts de coupe et les vibrations de l'outil en tournage dur de l'acier (100 Cr6) par un outil en céramique mixte. Il s'agit de la présentation du banc d'essai et des appareils de mesure de la dureté de la pièce, de la rugosité, des efforts de coupe, des vibrations et de l'usure de l'outil. Les spécifications des plans adoptés pour l'approche expérimentale sont également présentées. Les expériences ont été effectuées au Laboratoire de Mécanique et Structure (LMS) du département de génie mécanique de l'université de Guelma.

II.2 Matériels utilisés

II.2.1 Banc d'essai

Un tour parallèle modèle SN40C est utilisé pour les opérations de chariotage à sec des pièces, la puissance de la broche est de 6.6 kilowatts. Le tour est équipé d'un dynamomètre trois-axe (Kistler 9257B) monté sur le chariot transversal permettant la mesure des efforts de coupe (Figure II.1). Le dynamomètre est relié à un amplificateur de charge multicanal (type 5011 B) et à un système d'acquisition de données.

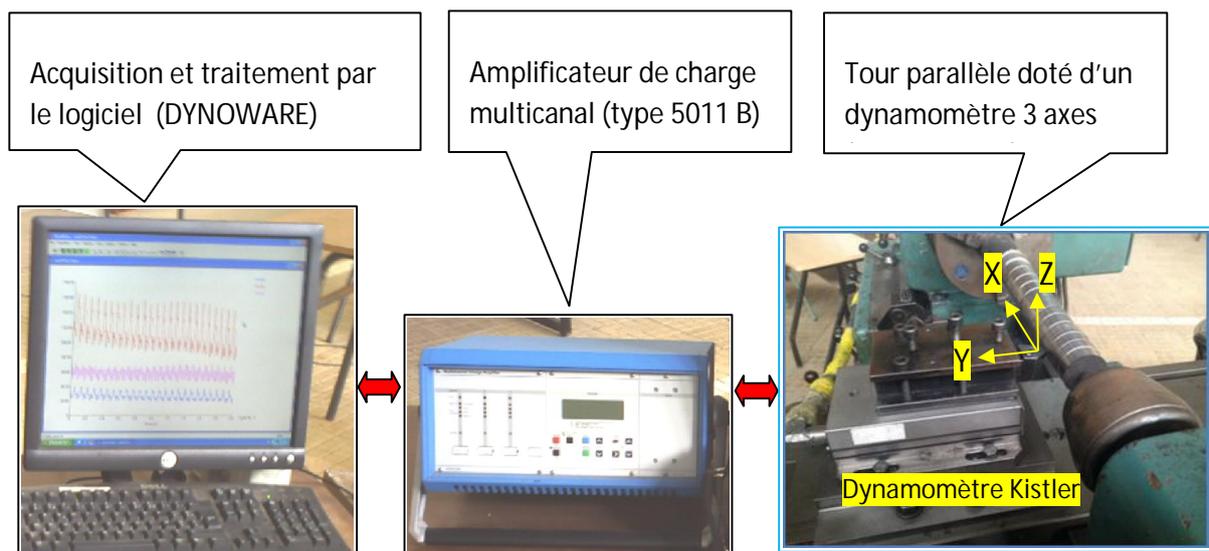


Figure II.1 Banc d'essai

Le principe de fonctionnement du dynamomètre est basé sur la conversion des efforts exercés sur les capteurs piézo-électrique en signaux électriques, qui seront amplifiés puis traités par le logiciel Dynoware.

Le dynamomètre (9257 B) permet donc la mesure des efforts de coupe dans les trois directions qui sont :

1. La composante axiale de l'effort : (F_x).
2. La composante radiale de l'effort : (F_y).
3. La composante tangentielle de l'effort : (F_z).

Il présente les caractéristiques suivantes :

- Grande rigidité, fréquence propre très élevée ;
- Large gamme de mesure ;
- Bonne linéarité, sans hystérésis ;
- Faible interaction (<1%) ;
- Utilisation simple (prêt à l'emploi) ;
- Construction compacte ;
- Résistant au lubrifiant selon mode de protection IP 67 ;

II.2.2 Matériau usiné

Le matériau utilisé dans cette étude expérimentale est l'acier à roulement (100 Cr6), qui est classé parmi les aciers faiblement alliés. Il présente donc une bonne résistance à l'usure et à la fatigue, il est assez sensible aux chocs. Aussi, il a l'avantage d'avoir une ténacité élevée et une faible déformation après trempe. Cet acier est très utilisé en mécanique d'outillage : goupilles, poinçons, roulements, colonnes de guidage, limes, forêts, alésoirs ...etc.

La composition chimique de l'acier est présentée dans le tableau II.2, La proportion du carbone dans cet acier est de 1%, cet élément est essentiel pour le durcissement de l'acier, il faut savoir qu'au-delà de 0,6% de carbone, on atteint la zone des aciers à outils caractérisée par de hauts niveaux de dureté et qui correspond au domaine des aciers de travail à froid. Le deuxième élément additionné est le chrome avec un rapport de 1.41%. Cet élément est utilisé dans la plupart des aciers à outils en quantité allant de 0.5 à 17%. L'addition du chrome augmente la trempabilité, et augmente la résistance à l'abrasion par la formation des carbures qui s'opposent au grossissement de grains lors de l'austénitisation. Aussi, il mène à la réduction de l'oxydation à haute température, et améliore la résistance à chaud ce qui retarde

l'adoucissement lors du revenu. L'élément qui vient en 3^{ème} position, est le manganèse qui se trouve avec un taux de 0.38%, en général, présent comme élément résiduel à des teneurs comprises entre 0,3 et 0,5%. Il a une influence favorable sur la trempabilité, la résistance aux chocs et la ténacité des calamines, ainsi que son influence plutôt défavorable sur la résistance au revenu. Des traces du silicium sont aussi présentes de 0.21%. Cet élément se trouve dans tous les aciers à outils à une teneur voisine de 0,3%, car il est utilisé comme désoxydant dans l'acier liquide au stade final de l'élaboration.

Tableau II.1 Désignations de l'acier à roulement

| AISI | AFNOR | NF A 35-590 |
|-------|--------|-------------|
| 52100 | 100 C6 | 100 Cr 6 |

Tableau II.2 Composition chimique de l'acier 100 Cr6

| Element | C | Cr | Al | Mn | Si | Cu | Mo | Sn | P | Ni | V |
|----------|------|------|------|------|------|------|------|------|------|------|------|
| Taux (%) | 1.05 | 1.41 | 0.03 | 0.38 | 0.21 | 0.28 | 0.02 | 0.02 | 0.02 | 0.21 | 0.01 |

II.2.3 Traitement thermique

A fin d'augmenter la dureté des pièces utilisées dans la présente étude, ces dernières ont subi un traitement thermique incluant un échauffement jusqu'à 850°C pendant 45 minutes et une trempe à l'huile (Figure II.2). Le traitement thermique est réalisé dans un four électrique (B 180) de caractéristiques suivantes :

- ✓ Puissance : 14 KW
- ✓ Température maximum : 1200°C
- ✓ Dimension : 330*500*280



Figure II.2 Trempe à l'huile de la pièce chauffée.

II.2.4 Mesure de dureté

Après le traitement thermique, une mesure de la dureté des pièces a été réalisée par un duromètre digital type DM2-D 390 (Figure II.3), dont les caractéristiques sont les suivantes :

- ✓ Les charges utilisées sont : (10 ; 25 ; 50 ; 100 ; 200 ; 300 ; 500 et 1000) gf ;
- ✓ La hauteur max de l'échantillon ne doit pas dépasser 90 mm ;
- ✓ L'intervalle de la dureté est de 211 à 1037 HV (17 à 70) HRC ;
- ✓ Le temps de chargement est de (0 à 99) secondes.



Figure II.3 Duromètre digital type DM2-D 390.

II.2.5 Outil de coupe utilisé

Concernant le choix du matériau usinant nous avons opté pour la céramique mixte (70% Al_2O_3 et 30% TiC) qui est une alternative économique par rapport au nitrure de bore cubique CBN. Offrant huit arêtes de coupe, ce type de plaquette est communément appelé CC650 dont les propriétés physiques sont présentés dans le tableau II.3. La désignation ISO des plaquettes est SNGA 1204(r) T01020 avec les indications suivantes :

- ✓ S : forme carrée ;
- ✓ N: angle de dépouille est égal à 0° ;
- ✓ G: tolérances dimensionnelles ± 0.12 ;
- ✓ A: type de plaquette (fixation) ;
- ✓ 12: longueur d'arête de coupe (mm) ;
- ✓ 04: épaisseur de la plaquette (mm) ;
- ✓ r : rayon du bec de l'outil variant de 0.8 à 1.6 mm dans ce travail ;
- ✓ T01020 : indiquant un chanfrein de largeur de 0.1mm et d'un angle de 20° .

Tableau II.3 Propriétés physiques de la céramique CC650

| Matériau de coupe | Dureté Vickers (daN/mm^2) | Ténacité ($\text{MPa m}^{1/2}$) | Module De Young (GPa) | Densité (g/cm^3) | Taille de grain (μm) | Conductivité Thermique (W/m K) |
|-------------------|--------------------------------------|-----------------------------------|-----------------------|-----------------------------|-----------------------------------|---|
| Ceramic CC650 | 1900 | 4.0 | 410 | 4.15 | 2.0 | 28 |

La plaquette est fixée dans un porte outil codifié comme PSBNR 2525 M12 ayant un angle de direction $\chi_r = 75^\circ$, un angle de dépouille $\alpha = 6^\circ$, un angle d'attaque $\gamma = -6^\circ$ et un angle d'inclinaison de l'arête de coupe $\lambda = -6^\circ$ (Figure II.4). Afin de réduire l'influence de l'usure sur les réponses mesurées, une nouvelle arête est utilisée pour chaque essai.



Figure II.4 Porte outil utilisé.

II.2.6 Mesure de rugosité de surface

Concernant la mesure de la rugosité de surface, l'appareil Mitutoyo Surftest 201 (Figure II.5) est employé après chaque essai en trois différentes positions, distantes chacune de l'autre de 120°. Après, la moyenne des trois mesures est calculée. Le paramètre de rugosité considéré dans notre étude est la moyenne arithmétique de rugosité Ra , car c'est le paramètre le plus utilisé dans l'industrie.



Figure II.5 Rugosimètre Mitutoyo Surftest 201.

II.2.7 Métrologie optique (Altisurf 500)

Des cartes topographiques tridimensionnelles des surfaces usinées sont produites en utilisant la plateforme optique de métrologie Altisurf 500 (Figure II.6). Cet appareil de métrologie optique permet d'étudier finement la topographie des surfaces des échantillons, comme il permet aussi la vérification de la planéité et de la mesure d'épaisseur. Une station AltiSurf est composée :

- ✓ D'une table de déplacement motorisée de haute précision permettant le mouvement de l'échantillon selon les axes X et Y selon une surface 100*100 mm
- ✓ D'un support de capteur optique motorisé déplaçant selon l'axe Z sur une longueur de 100 mm
- ✓ D'un boîtier de contrôle phénix est l'interface entre l'intelligence située dans le PC industriel et l'Altisurf.
- ✓ D'une 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.

L'exécution des mesures est réalisée par le logiciel Phénix qui est l'interface de l'Altisurf. Ce logiciel permet de configurer l'ensemble des paramètres et de programmer. 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. Une fois que la mesure est réalisée, elle est analysée par le logiciel d'analyse Altimap.



Figure II.6 Station de métrologie optique Altisurf 500.

a) Principes optiques

Le principe de mesure du capteur optique est celui de la microscopie confocale à champ étendu grâce au codage spectral de ce champ. Contrairement à la microscopie conventionnelle qui permet, sous certaines conditions, d'imager simultanément tous les points d'un champ objet, la microscopie confocale n'imagine à chaque instant qu'un seul point du champ, lequel doit ensuite être scruté point par point par balayage (x, y). Dans le capteur optique, l'espace de mesure est codé spectralement en mettant à profit le chromatisme axial des objectifs. Le chromatisme axial est dû à la dispersion (variation de l'indice de réfraction avec la longueur d'onde) des verres utilisés dans les sondes optiques. Comme les caractéristiques optiques d'un objectif dépendent de la longueur d'onde, l'image d'une source ponctuelle de lumière blanche est généralement un continuum de points images monochromatiques répartis le long de l'axe optique.

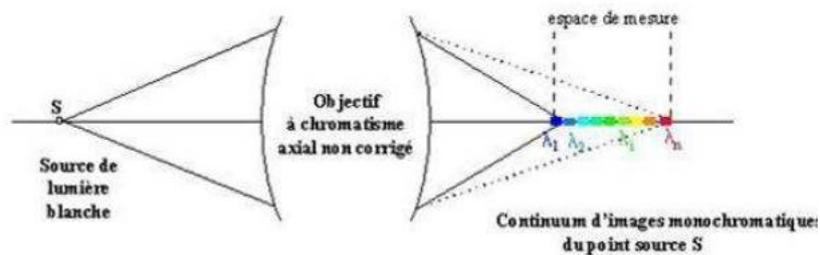


Figure II.7 Principe du codage chromatique

En pratique, une source de lumière blanche est imagée au moyen d'un objectif à chromatisme axial étendu en une série d'images ponctuelles monochromatiques dans l'espace de mesure. Lorsqu'un objet intercepte l'espace de mesure au point M, une seule des images ponctuelles monochromatiques est alors focalisée en M. Par application de la propriété de confocalité seule la longueur d'onde λ_M sera transmise avec un maximum d'efficacité à travers le filtre spatial (image de M à travers L), les autres longueurs d'ondes étant par essence défocalisées au point M. De plus, notons que si l'objet se compose d'un empilement de couches minces (au moins partiellement) transparentes, on détecte simultanément, en une seule acquisition, toutes les interfaces situées dans l'espace de mesure sous forme d'une série de maxima d'intensité.

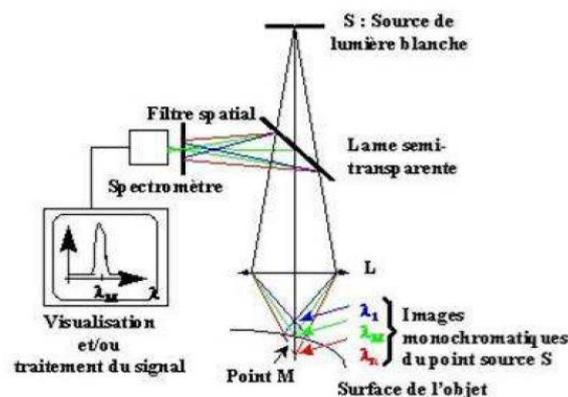


Figure II.8 Principe de la microscopie confocale à champ étendu.

Une fois que le signal lumineux a été sélectionné par filtrage spatial, il reste à le « décoder » pour en extraire l'information d'altitude recherchée. Cette opération est réalisée par analyse spectrométrique. Le signal monochromatique est envoyé sur un réseau de diffraction qui a la propriété de diriger chaque longueur d'onde dans une direction différente. Il suffit alors de calculer la position du maximum d'intensité observé sur une barrette CCD

pour en extraire l'altitude du point M. Les trois qualités essentielles de la technologie utilisée par la station AltiSurf, c'est-à-dire la mesure par microscopie confocale à champ étendu, sont:

- ✓ une excellente résolution spatiale et ce quel que soit l'éclairage ambiant.
- ✓ Le codage chromatique de l'information rend la mesure insensible aux variations de réflectivité de l'objet et permet de travailler avec la même précision sur tous types de matériaux, transparents ou opaques, quel qu'en soit l'état de surface, polie ou non, diffusante ou spéculaire, sans nécessiter aucun traitement préalable de l'objet.
- ✓ L'utilisation d'une source de lumière blanche et non d'une source laser, donc cohérente, élimine tout problème de speckle.

b) Interférométrie en lumière blanche

L'interférométrie en lumière blanche est le principe de fonctionnement de la sonde interférométrique destinée à la mesure d'épaisseur. Comme le montre la figure II.9, un rayon incident E_i est réfléchi par les 2 interfaces d'épaisseur D_{1-2} . A chaque interface une partie du rayon incident est réfléchi, à cause de leurs chemins optiques différents, nous observons un décalage de phase qui dépend de la longueur d'onde de la lumière interceptée, de l'épaisseur entre les 2 interfaces (D_{1-2}) et de l'indice de réfraction de la couche traversée (n_2).

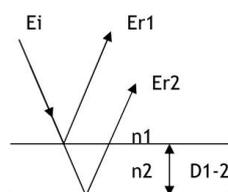


Figure II.9 Mesure d'épaisseur par l'interférométrie en lumière blanche.

Avec de la lumière blanche la différence de phase entre les 2 rayons réfléchis dépend de la longueur d'onde. Pour certaines longueurs d'onde de la lumière blanche des interférences constructives ont lieu, pour d'autres longueurs d'onde les interférences sont destructives. De ce fait, l'intensité en fonction de la longueur d'onde présente un motif différent. L'intensité du signal d'interférence en fonction de la longueur d'onde est une fonction harmonique. De sa fréquence, le chemin optique ($n_2 \times D_{1-2}$) de la couche mesurée est calculé. L'épaisseur est ensuite obtenue en divisant cette valeur par l'indice de réfraction du milieu [MAN 10].

II.2.8 Mesure des vibrations

Le vibromètre Smart Balancer 2 (Figure II.10) est employé pour la mesure de l'amplitude de l'accélération de la vibration de l'outil dans la direction tangentielle et radiale. Le smart Balancer 2 est un analyseur de vibrations et appareil d'équilibrage sur site, raccordable à l'ordinateur par liaison USB. L'instrument est menu de deux canaux analogiques dont la plage de fréquence s'étend de: 0,5 Hz jusqu'à 40 kHz, et d'une fréquence d'échantillonnage jusqu'à 131 kHz par canal. Aussi, il est doté de trois diodes (rouge-jaune-vert) pour signaler le dépassement de limite.



Figure II.10 Vibromètre (Smart Balancer 2).

La figure II.11 montre la fixation des accéléromètres sur l'outil de coupe.

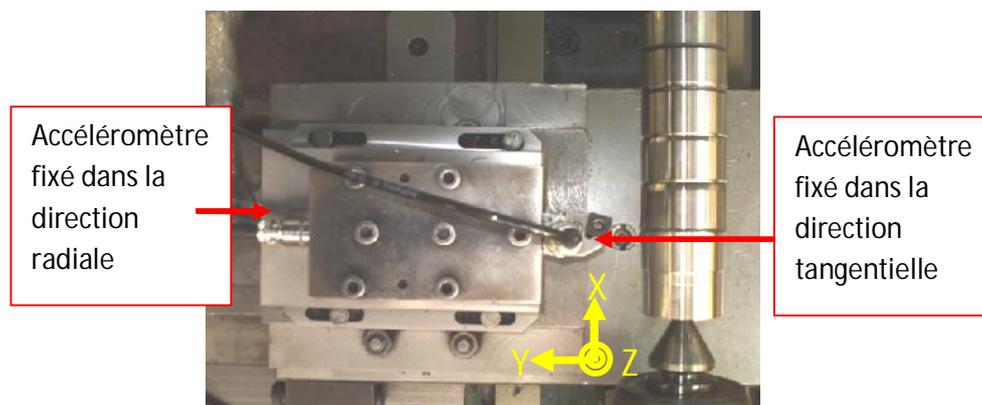


Figure II.11 Positionnement des accéléromètres sur le porte outil.

La figure II.12a présente le signal temporel de l'accélération de l'outil de coupe. En appliquant la transformée de Fourier sur ce signal on obtient son spectre (figure II.12b). Le spectre obtenu permet donc de connaître l'amplitude de l'accélération de l'outil, que nous avons pris comme paramètre vibratoire dans ce travail expérimental.

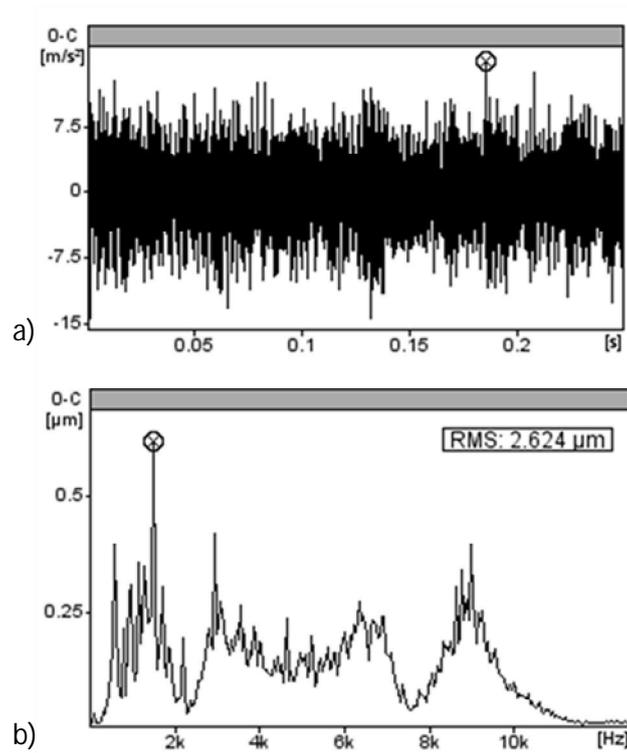


Figure II.12 Réponse vibratoire de l'outil de coupe a) signal temporel b) spectre.

Les différentes grandeurs physiques qui peuvent être mesurées par l'appareil sont :

- ✓ Accélération vibratoire, vitesse vibratoire et déplacement.
- ✓ Courant et tension (grandeurs Process)
- ✓ Courbe enveloppe (Etat des roulements)
- ✓ Température
- ✓ Vitesse

Les signaux et les spectres valables dans le smartBalancer 2 sont les suivant :

- ✓ Spectre en amplitude pour accélération, vitesse, déplacement, courant, tension
- ✓ Spectre enveloppe en accélération, vitesse, déplacement, courant, tension;
- ✓ Signal temporel en accélération, vitesse, déplacement, courant, tension.
- ✓ Mesure de phase (représentation polaire)

Les plages de la mesure vibratoire sont comme suit :

- ✓ **Déplacement vibratoire**
 - 6000 μm (p-p)
- ✓ **Vitesse de vibration**
 - 6000 mm/s (p-p)
- ✓ **Accélération vibratoire**
 - 6000 m/s^2 (p-p)

II.2.9 Mesure de l'usure

La détection de l'usure à été faite par un microscope relié un ordinateur équipé du logiciel "Visual Gage" (Figure II.13) pour le traitement des images prises des échantillons. Ce dispositif permet de stocker les images en mémoire, la mesure des distances, des angles. Les images prises peuvent être éventuellement enregistrées avec l'ensemble des traitements effectués par le logiciel (référence de l'arête utilisée, références de la focale et de l'agrandissement, l'échelle...etc.)



Figure II.13 Microscope pour la mesure de l'usure

II.3 Procédure expérimentale

La méthodologie de surface de réponse a été utilisée dans cette étude pour atteindre les objectifs suivant :

- ✓ La quantification des effets des différents facteurs et de leur interactions sur les réponses considérées.
- ✓ Le développement des modèles mathématiques pour prédire les différentes réponses ;
- ✓ L'optimisation multiobjectif des conditions de coupe;
- ✓ La représentation graphique (bidimensionnelle et tridimensionnelle) des effets directs et d'interactions des variables du processus sur les réponses étudiées.

La figure II.14 donne une vue globale des différentes étapes de la procédure expérimentale.

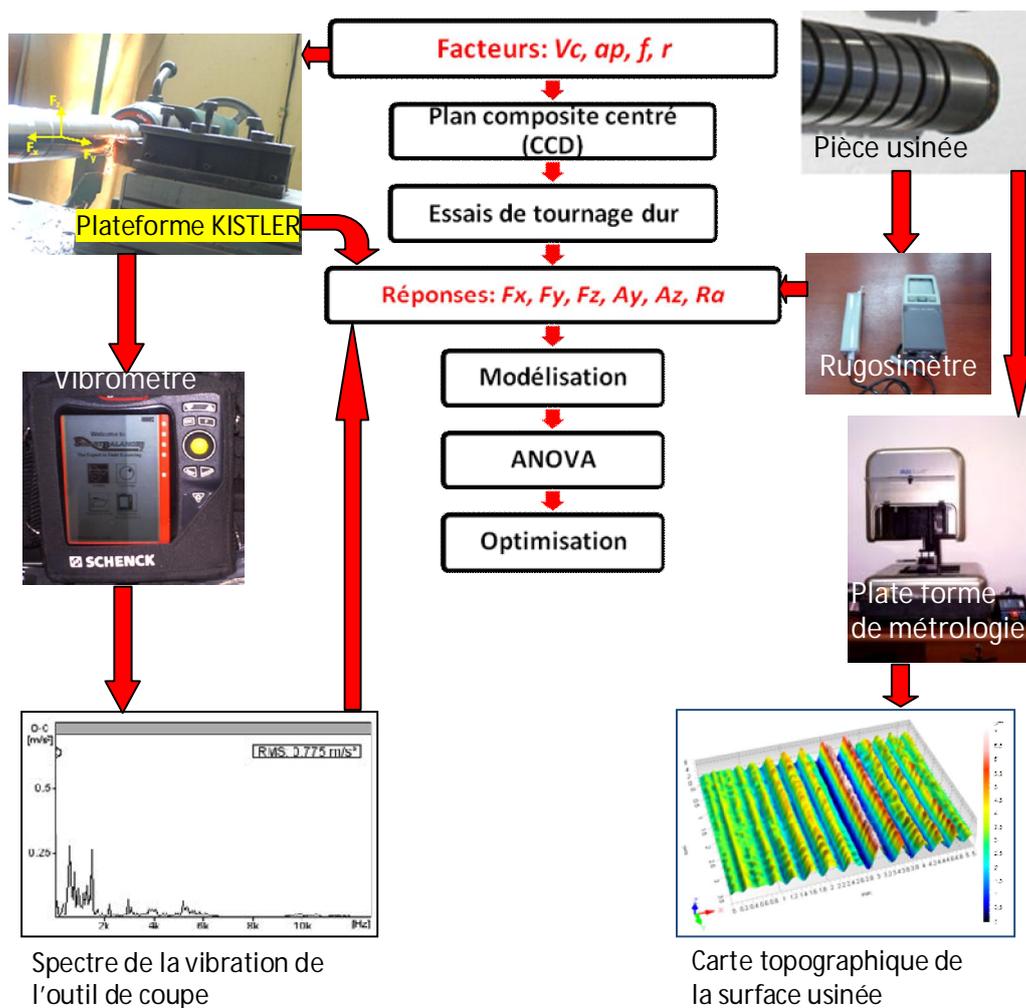


Figure II.14 Schéma global de la procédure expérimentale.

II.3.1 Plan expérimental

L'approche expérimentale est adoptée en vue d'étudier les effets des différents facteurs et de leur interaction sur les réponses en les changeant d'une façon commandée. Pour le faire, les essais expérimentaux ont été effectués selon un plan composite à face centrée (CCD) appropriés au modèle de second ordre. Le choix de ce plan est fait pour le but de minimiser le coût et le temps des expériences.

Il est à rappeler que le nombre des points centraux (n_0) et la valeur de α sont les deux paramètres importants dans la construction d'un plan composite centré, essentiellement du point de vue orthogonalité et isovariance. Il existe plusieurs façons de les choisir, dans le cas où l'expérimentateur divise les expériences du plan en groupes qui sont appelés blocs (un bloc est un ensemble de conditions expérimentales relativement homogènes), et afin de protéger la forme de la surface de réponse, les effets de bloc doivent être orthogonaux. Ceci peut être donc fait en choisissant correctement α et le nombre de points centraux (n_0) dans les blocs factoriels et axiaux.

Dans notre travail nous avons utilisé le logiciel de statistique Design Expert (Version 8.0.7). Selon le tableau II.4 le logiciel propose par défaut pour chaque nombre de facteurs des valeurs de α de façon à respecter le critère d'isovariance énoncé dans le chapitre I, et propose plusieurs nombre des points centraux dépendant de nombre de blocs.

Tableau II.4 Architecture des plans composites centrés

| nombre de facteur K | 2 | | 3 | | 4 | | |
|---|---------|---------|-------|-------|----|----|----|
| nombre de points factoriels N_c | 4 | 8 | 8 | 8 | 16 | 16 | 16 |
| nombre de points axiaux N_s | 4 | 6 | 6 | 6 | 8 | 8 | 8 |
| nombre de blocs | 1 | 1 | 2 | 3 | 1 | 2 | 3 |
| nombre de points centraux N_0 en cube | 5 | 6 | 4 | 4 | 7 | 4 | 4 |
| nombre de points centraux N_0 en axe | 0 | 0 | 2 | 2 | 0 | 2 | 2 |
| Valeur de α | 1.41421 | 1.68179 | 1.633 | 1.633 | 2 | 2 | 2 |

Dans notre cas le nombre des facteurs est quatre, et qui sont :

- ✓ La vitesse de coupe (V_c) ;
- ✓ L'avance (f) ;
- ✓ La profondeur de passe (ap) ;
- ✓ Le rayon du bec de l'outil (r).

Leur niveaux sont présentés dans le tableau II.5

Les réponses étudiées sont :

- ✓ L'effort axial (F_x) ;
- ✓ L'effort radial (F_y) ;
- ✓ L'effort tangentiel (F_z) ;
- ✓ L'amplitude de l'accélération de l'outil de coupe dans la direction radiale (A_y) ;
- ✓ L'amplitude de l'accélération de l'outil de coupe dans la direction tangentielle (A_z) ;
- ✓ La moyenne arithmétique de la rugosité (R_a).

Le plan comprend en total trente essais (Tableau II.6), composées de :

- ✓ Seize points factoriels ($n_c=16$) ;
- ✓ Six points centraux ($n_0=6$) ;
- ✓ Huit points axiaux ($n_s=8$).

Selon le tableau II.4, la valeur de α correspondant à quatre facteurs est 2, ce qui résulte normalement à une variation de chaque facteur en 5 niveaux : - 2, -1, 0, +1, +2.

Vu que nous étions limités dans la variation des facteurs particulièrement dans le cas du rayon du bec et l'avance de l'outil, nous avons donc été contraints de choisir $\alpha = 1$, ce qui veut dire que les points en étoile du plan se trouvent sur la face du cube (Figure II.15). Par conséquent nous avons obtenu trois niveaux pour chaque facteur seulement (Tableau II.5).

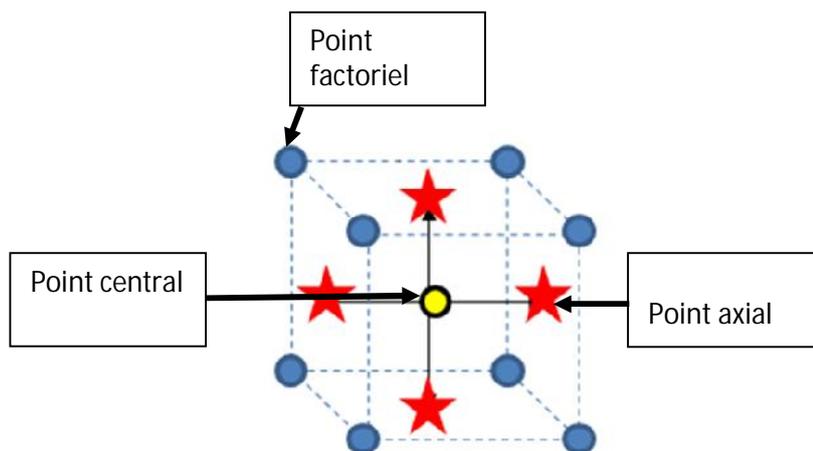


Figure II.15 Schéma du plan composite à face centrée.

Tableau II.5 Niveaux de variation des facteurs

| Niveau | Vitesse de coupe (m/min) | Avance (mm/rev) | Profondeur de passe (mm) | Rayon du bec (mm) |
|--------|--------------------------|-----------------|--------------------------|-------------------|
| -1 | 100 | 0.08 | 0.05 | 0.8 |
| 0 | 150 | 0.11 | 0.15 | 1.2 |
| +1 | 200 | 0.14 | 0.25 | 1.6 |

Tableau II.6 Plan expérimental composite centré

| Ordre d'essai | Type de point | Les variables indépendantes | | | |
|---------------|---------------|-----------------------------|-----------|--------------|----------|
| | | V_c (m/min) | ap (mm) | f (mm/rev) | r (mm) |
| 01 | Factoriel | 100 | 0.25 | 0.08 | 1.6 |
| 02 | Factoriel | 200 | 0.05 | 0.08 | 0.8 |
| 03 | Axial | 150 | 0.05 | 0.11 | 1.2 |
| 04 | Axial | 150 | 0.15 | 0.08 | 1.2 |
| 05 | Axial | 150 | 0.15 | 0.11 | 1.6 |
| 06 | Axial | 150 | 0.25 | 0.11 | 1.2 |
| 07 | Factoriel | 200 | 0.25 | 0.08 | 1.6 |
| 08 | Factoriel | 100 | 0.05 | 0.14 | 0.8 |
| 09 | Factoriel | 200 | 0.25 | 0.14 | 1.6 |
| 10 | Central | 150 | 0.15 | 0.11 | 1.2 |
| 11 | Axial | 200 | 0.15 | 0.11 | 1.2 |
| 12 | Factoriel | 200 | 0.05 | 0.14 | 1.6 |
| 13 | Factoriel | 200 | 0.05 | 0.14 | 0.8 |
| 14 | Factoriel | 200 | 0.05 | 0.08 | 1.6 |
| 15 | Axial | 150 | 0.15 | 0.14 | 1.2 |
| 16 | Factoriel | 100 | 0.05 | 0.14 | 1.6 |
| 17 | Factoriel | 200 | 0.25 | 0.08 | 0.8 |
| 18 | Central | 150 | 0.15 | 0.11 | 1.2 |
| 19 | Factoriel | 100 | 0.05 | 0.08 | 1.6 |
| 20 | Factoriel | 100 | 0.25 | 0.14 | 1.6 |
| 21 | Factoriel | 100 | 0.25 | 0.14 | 0.8 |
| 22 | Factoriel | 200 | 0.25 | 0.14 | 0.8 |
| 23 | Axial | 150 | 0.15 | 0.11 | 0.8 |
| 24 | Central | 150 | 0.15 | 0.11 | 1.2 |
| 25 | Central | 150 | 0.15 | 0.11 | 1.2 |
| 26 | Factoriel | 100 | 0.25 | 0.08 | 0.8 |
| 27 | Axial | 100 | 0.15 | 0.11 | 1.2 |
| 28 | Factoriel | 100 | 0.05 | 0.08 | 0.8 |
| 29 | Central | 150 | 0.15 | 0.11 | 1.2 |
| 30 | Central | 150 | 0.15 | 0.11 | 1.2 |

II.3.2 Essais unifactoriels

Des essais unifactoriels sont aussi réalisés afin d'examiner l'effet de chaque facteur individuellement sur les différentes réponses. Les conditions de coupe des essais sont présentées dans le tableau II.7.

Tableau II.7 Conditions de coupe des essais unifactoriels

| | V_C (m/min) | ap (mm) | f (mm/rev) | r (mm) |
|---------------------------------|------------------|--------------|-----------------|-------------|
| Effet de la vitesse de coupe | 64 | 0.15 | 0.08 | 1.2 |
| | 90 | | | |
| | 125 | | | |
| | 150 | | | |
| | 200 | | | |
| | 280 | | | |
| Effet de la profondeur de passe | 160 | 0.05 | 0.11 | 1.2 |
| | | 0.1 | | |
| | | 0.15 | | |
| | | 0.2 | | |
| | | 0.25 | | |
| | | 0.3 | | |
| Effet de l'avance | 175 | 0.15 | 0.08 | 1.2 |
| | | | 0.11 | |
| | | | 0.14 | |
| | | | 0.2 | |
| Effet du rayon du bec | 150 | 0.15 | 0.11 | 0.8 |
| | | | | 1.2 |
| | | | | 1.6 |

II.3.3 Essais d'usure

Pour déterminer la durée de vie de l'outil en céramique mixte (Al_2O_3+TiC) impliqué dans cette étude, nous avons choisi les conditions de coupe suivantes: $V_C = 200$ m/min, $ap = 0.15$ mm, $f = 0.14$ mm/rev et $r = 1.6$ mm.

Pour connaître l'effet de l'usure sur la rugosité, les efforts de coupe et la vibration de l'outil, nous avons enregistré les valeurs de ces paramètres technologiques au fur et à mesure de l'évolution de l'usure.

CHAPITRE III

EFFET DES CONDITIONS DE COUPE SUR LES PARAMETRES TECHNOLOGIQUES

III.1 Introduction

Ce chapitre est consacré à la présentation des résultats des essais unifactoriels. L'intérêt de ces essais est de définir le domaine de fonctionnement adéquat du couple outil-matière, qui est dans notre cas la céramique mixte et l'acier 100 Cr6, dont l'usinage est effectué à sec. Les essais sont donc réalisés afin de déterminer le comportement des paramètres technologiques qui sont ; les composantes de l'effort de coupe, la pression spécifique, la rugosité de surface et la vibration de l'outil de coupe dans la direction radiale et tangentielle. Cela en fonction de la vitesse de coupe (V_c), la profondeur de passe (ap), l'avance de l'outil (f) et le rayon du bec de l'outil (r). Aussi, nous présentons les résultats des essais d'usure de l'outil en fonction du temps, et sa répercussion sur les paramètres technologiques. En conséquence, les résultats obtenus nous permettent de définir les limites de bon fonctionnement du couple outil-matière.

III.2 Evolution des paramètres technologiques en fonction des conditions de coupe

III.2.1 Evolution des efforts de coupe

a) Effet de la vitesse de coupe sur les efforts de coupe

La figure III.1 illustre l'évolution des efforts de coupe en fonction de la vitesse de coupe à $f = 0.08$ mm/rev, $r = 1.2$ mm et $ap = 0.15$ mm. La première remarque à faire est que la composante radiale de l'effort de coupe est la prépondérante. Aussi, on remarque que l'augmentation de la vitesse de coupe fait diminuer les composantes de l'effort de coupe, et particulièrement la composante radiale. Ceci est dû à la plastification de la matière usinée à cause de l'augmentation de la température dans la zone de coupe.

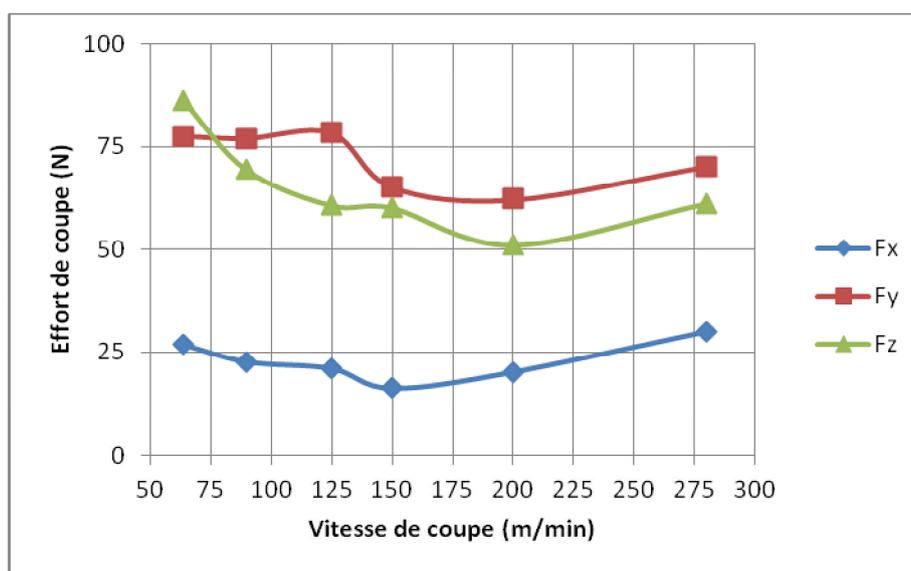


Figure III.1 Evolution des efforts de coupe en fonction de la vitesse de coupe.

Pour comprendre la réduction des efforts de coupe causée par l'augmentation de la vitesse de coupe, nous présentons le critère de Péclet. Ce critère est utile dans la coupe des métaux. Il est représenté par l'expression suivante :

$$P_e = \frac{vt_1}{w_w} \quad \text{III.1}$$

Où v est la vitesse de la source de chaleur mobile (m/s), et W est la diffusivité thermique de la matière usinée (m²/s) exprimée par l'équation suivante :

$$W_w = \frac{k_w}{(c_p \rho)_w} \quad \text{III.2}$$

avec k_w est la conductivité thermique de la matière usinée (J/(ms °C)) et $(c_p \rho)_w$ est la chaleur spécifique volumique (J/(m³ °C)).

Le nombre de Péclet caractérise donc l'influence relative du régime de coupe (vt_1) en ce qui concerne les propriétés thermiques de la matière usinée (W_w).

Si $Pe > 10$ ceci veut dire que la source de chaleur (outil de coupe) se déplace plus rapidement que la vitesse de la propagation de l'onde thermique dans le matériau usiné. En conséquent, l'énergie thermique produite à cause de la déformation plastique du matériau usiné et du frottement à l'interface outil-pièce n'affecte pas la matière usinée en avant de l'outil.

Si le $Pe < 10$ l'énergie thermique due à la déformation plastique et au frottement affecte les propriétés mécaniques de la matière usinée. Dans le cas du tournage dur, les températures élevées à l'interface outil-pièce combinée avec l'avance de l'outil, explique donc la réduction des efforts de coupe [AST 10].

b) Effet de la profondeur de passe sur les efforts de coupe

Les résultats présentés dans la figure III.2 montrent la variation des efforts de coupe en fonction de la profondeur de passe à $V_c = 150$ m/min, $f = 0.11$ mm/rev et $r = 1.2$ mm. D'après ces résultats on constate qu'avec l'engagement de l'outil de coupe dans la matière usiné, les efforts de coupe augmentent. Cette augmentation est interprétée par l'augmentation de l'épaisseur du copeau non déformé, conduisant ainsi à l'augmentation de la section du copeau à cisailer. Sur le plan pratique, une augmentation de la profondeur de passe de 0.05 à 0.3 mm conduit à une augmentation des trois composantes F_x , F_y , F_z successivement de (497.45, 296.73 et 484.95) %. Aussi, on remarque que lorsque la profondeur de passe est moins que le rayon de bec, la composante radiale de l'effort est beaucoup plus grande que la tangentielle. Ces résultats sont en parfait accord avec beaucoup de travaux de recherches, nous citons que ceux de [ZHO 03] et [HUA 05]

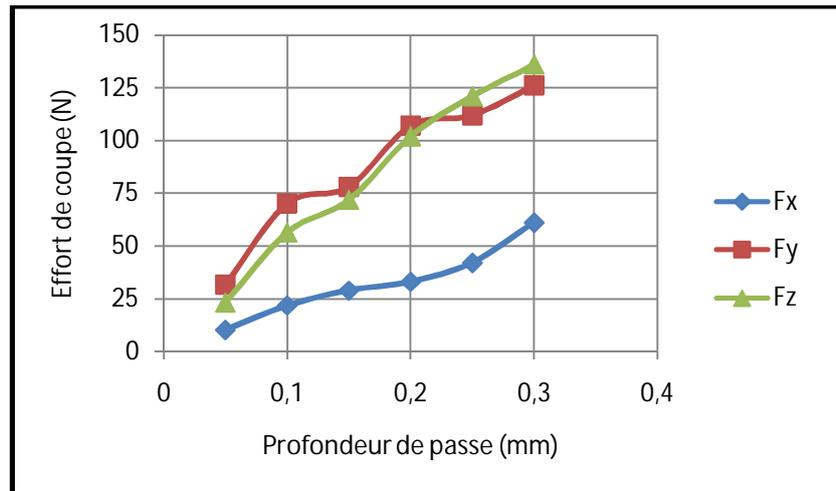


Figure III.2 Evolution des efforts de coupe en fonction de la profondeur de passe.

c) Effet de l'avance sur les efforts de coupe

La figure III.3 présente l'évolution des trois composantes de l'effort de coupe (F_x , F_y et F_z) en fonction de l'avance par tour de l'outil en céramique mixte (CC650) à $V_c = 180$ m/min, $ap = 0.15$ mm et $r = 1.2$ mm. Globalement, On remarque que les efforts de coupe sont influencés par l'avance. Ceci est dû à l'augmentation de la section du copeau, induisant ainsi à l'augmentation de l'effort nécessaire à son arrachement. Pratiquement une augmentation de l'avance de 0.08 à 0.2 mm fait augmenter les trois composantes F_x , F_y , F_z successivement de (61.47, 54.60, 106.36) %.

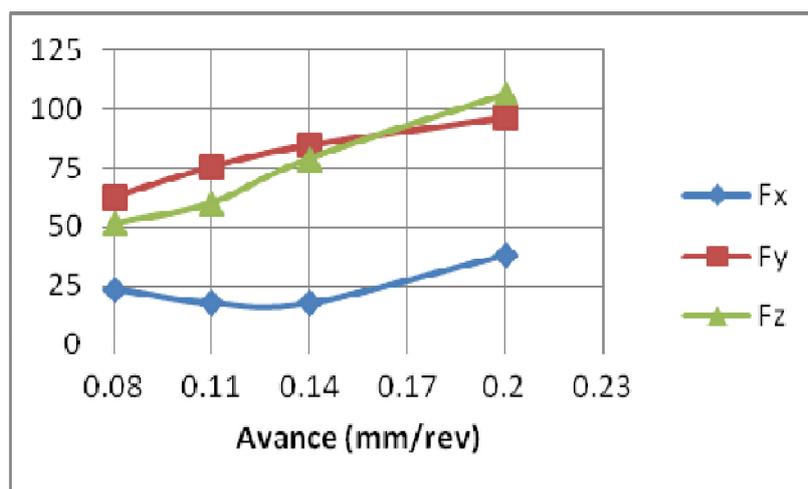


Figure III.3 Evolution des efforts de coupe en fonction de l'avance.

d) Effet du rayon du bec sur les efforts de coupe

L'évolution des trois composantes de l'effort de coupe (F_x , F_y et F_z) en fonction du rayon du bec de l'outil est illustrée dans la figure III.4. Les essais sont réalisés à $V_c = 150$ m/min, $f = 0.11$ mm/rev et $ap = 0.15$ mm. On constate qu'avec l'augmentation du rayon du bec de l'outil de coupe l'effort radial et celui tangentiel évoluent. Tandis que l'effort axial diminue. Ces résultats sont similaires à ceux trouvés par Chou et Song [CHO 04] et Meng et autres [MEN 04] (Figure III.5). Selon ce dernier, l'augmentation du rayon du bec mène à la diminution de l'angle de direction équivalent k_{ref} et par conséquent à l'augmentation de l'arc de contact l_c et à la diminution de la largeur de la région usinée a_{max} . Autrement dit, la section du copeau à cisailier devient plus mince et plus large (Figure III.6). En conséquence, l'effort radial augmente et l'effort axial diminue.

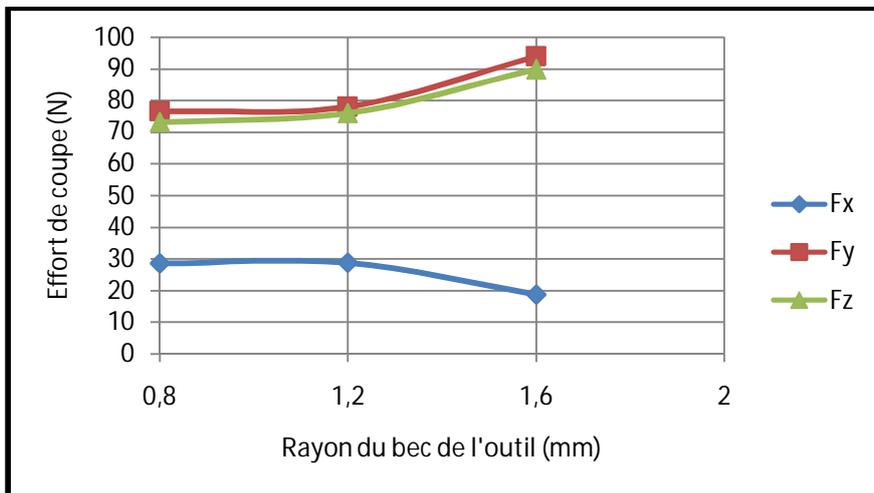


Figure III.4 Evolution des efforts de coupe en fonction du rayon du bec.

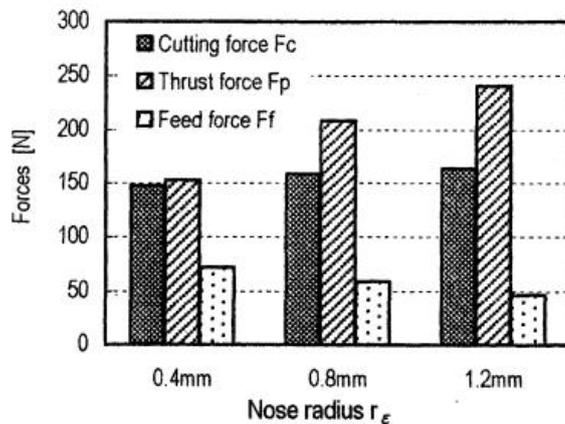


Figure III.5 Evolution des efforts de coupe en fonction du rayon du bec [MEN 04].

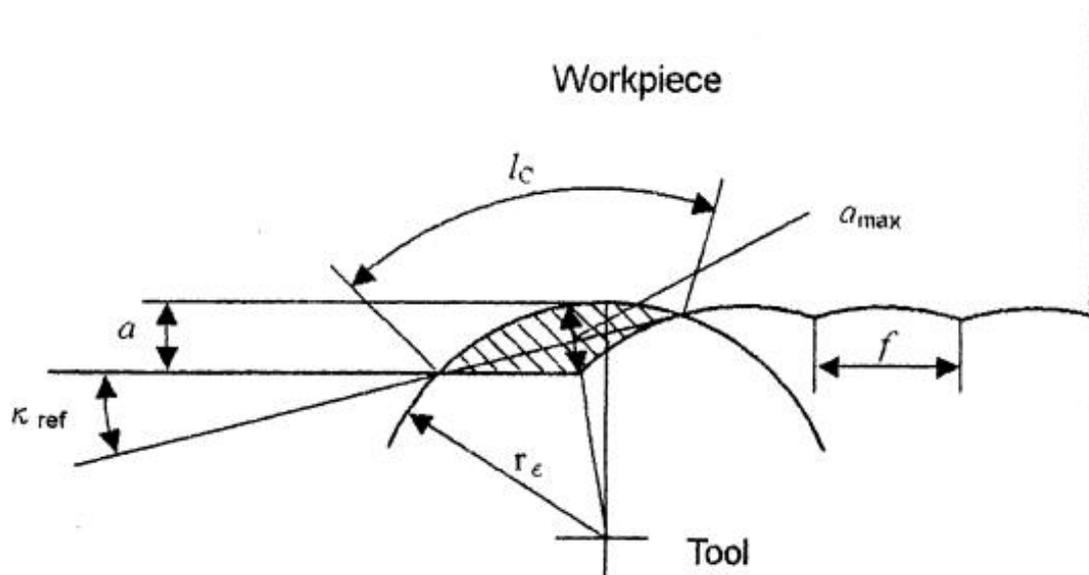


Figure III.6 Modèle schématique de la section du copeau [MEN 04].

III.2.2 Evolution des pressions spécifiques de coupe

A partir de l'effort de coupe, la pression exercée par la matière enlevée sur la partie active de l'outil, peut être donc déduite. Le calcul de cette pression est d'un intérêt majeur pour la détermination du domaine de bon fonctionnement entre le couple outil-matière.

La pression de coupe est obtenue par la division de l'effort de coupe sur la section du copeau non déformé (S), qui est donnée par l'équation suivante :

$$K_c = \frac{F_c}{S} = \frac{F_z}{f \times ap} \quad \text{III.2}$$

Dans notre cas l'effort de coupe considéré, est l'effort tangentiel (F_z)

D'après la littérature, la vitesse de coupe est le paramètre principal responsable de la performance de l'outil de coupe en termes d'usure, de productivité, et d'énergie consommé par le processus de coupe. Par conséquent, le choix des limites de ce paramètre est une tâche décisive. La figure III.7a expose donc l'évolution de la pression de coupe (K_c) en fonction de la vitesse de coupe à $f = 0.08$ mm/rev, $r = 1.2$ mm et $ap = 0.15$ mm. La courbe de cette évolution a une allure descendante avec l'augmentation de la vitesse de coupe jusqu'à atteindre une valeur minimale de 4250 MPa à la vitesse de 200 m/min. Après cette vitesse, la courbe prend une allure ascendante. Bien évidemment, l'objectif est d'avoir des valeurs faibles de pression de coupe pour éviter la rupture brutale de l'outil en céramique, caractérisé par sa

fragilité, tout en considérant, que l'augmentation de la vitesse de coupe fait diminuer la durée de vie de l'outil et fait augmenter l'énergie consommé par le processus.

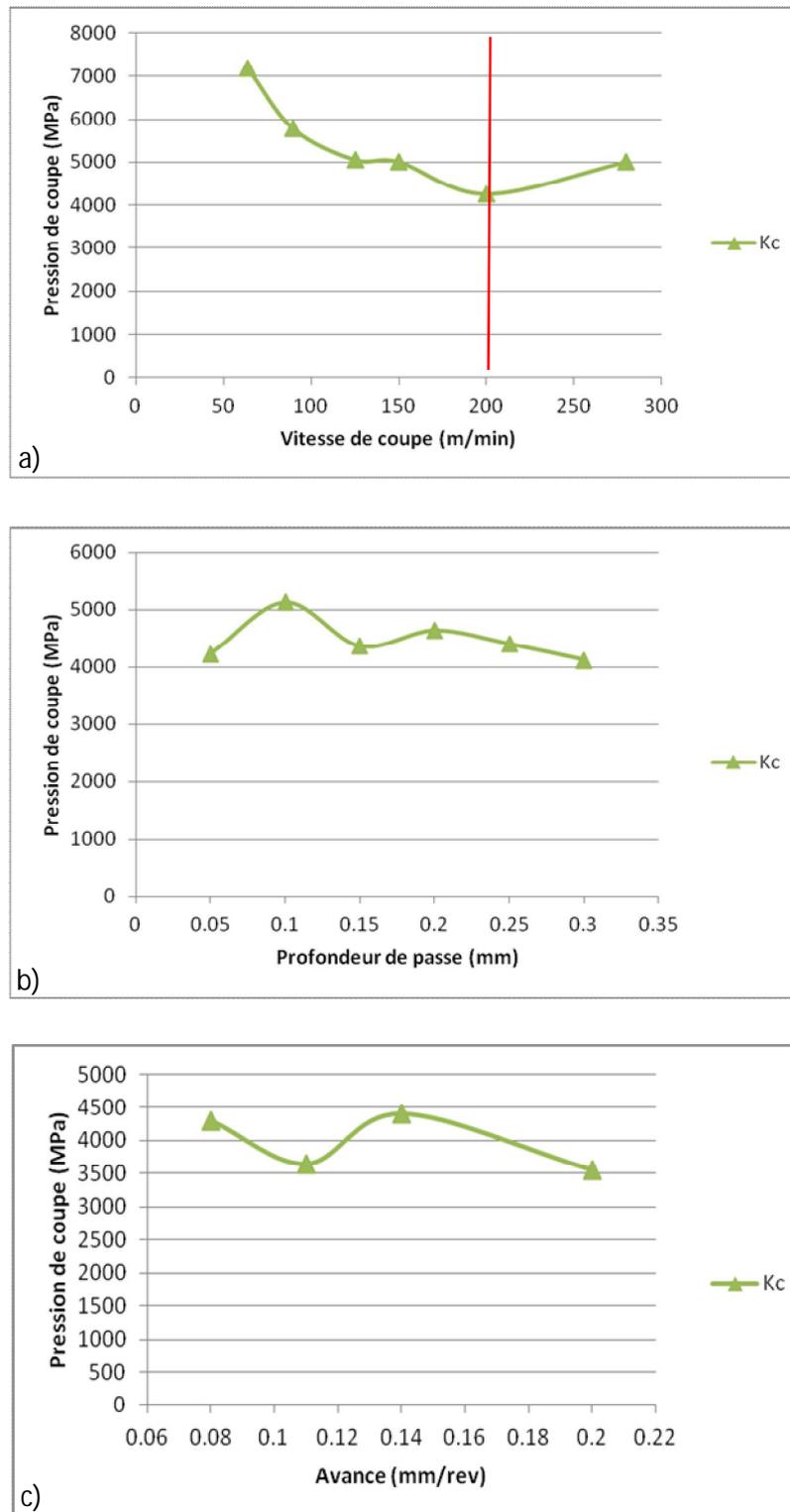


Figure III.7 Evolution de l'effort spécifique en fonction des paramètres de coupe.

La figure III.7b présente l'évolution de la pression de coupe K_c en fonction de la profondeur de passe à $V_c = 150$ m/min, $f = 0.11$ mm/rev et $r = 1.2$ mm. On remarque qu'à l'exception de la première valeur, l'augmentation de la profondeur de passe mène à la diminution de la pression de coupe, jusqu'à atteindre sa valeur minimale de 4121 MPa à une profondeur de 0.3 mm.

La figure III.7c présente l'évolution de la pression de coupe K_c en fonction de l'avance à $V_c = 180$ m/min, $ap = 0.15$ mm et $r = 1.2$ mm. On remarque que la courbe de l'évolution oscille avec l'augmentation de l'avance, jusqu'à atteindre une valeur minimale de 3548 MPa à une avance de 0.2 mm/rev. Par ailleurs nous avons trouvé que l'augmentation de l'avance à un effet défavorable sur la rugosité de surface. Il faut donc chercher un compromis entre la rugosité de surface et la pression de coupe

III.2.3 Evolution de la rugosité de surface

a) Effet de la vitesse de coupe sur la rugosité de surface

Concernant le paramètre de rugosité de surface, l'écart arithmétique moyen (R_a) est considéré dans notre étude. La figure III.8 illustre l'influence de la vitesse de coupe sur ce critère à $f = 0.08$ mm/rev, $r = 1.2$ mm et $ap = 0.15$ mm. L'analyse des résultats révèle que l'usinage à une vitesse de coupe inférieure à 90 m/min détériore la rugosité de la surface. A partir de cette vitesse, la rugosité de surface R_a s'améliore et se stabilise jusqu'à atteindre sa valeur minimale à la vitesse de 200 m/min. Puis augmente légèrement au-delà de cette vitesse. Globalement, de la vitesse 90 m/min jusqu'à 200 m/min, la diminution de la rugosité de surface est de 71.9 %.

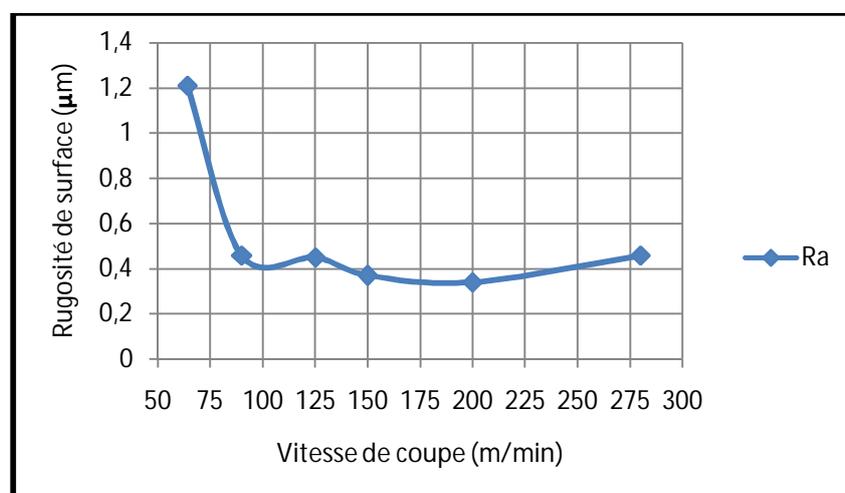


Figure III.8 Evolution de la rugosité de surface en fonction de la vitesse de coupe.

b) Effet de la profondeur de passe sur la rugosité de surface

La figure III.9 présente le tracé de la variation du critère de rugosité (Ra) en fonction de la profondeur de passe à $Vc = 150$ m/min, $f = 0.11$ mm/rev et $r = 1.2$ mm. On constate qu'en usinant avec ce rayon la valeur maximale de rugosité ($0.59 \mu\text{m}$) est obtenue à la profondeur de 0.05 mm. Après cette profondeur, les valeurs de la rugosité diminuent et varient entre 0.53 et $0.43 \mu\text{m}$. Ceci peut être expliqué par l'augmentation de la largeur de contact entre l'outil et la pièce qui améliore les conditions d'évacuation de la chaleur de la zone de coupe.

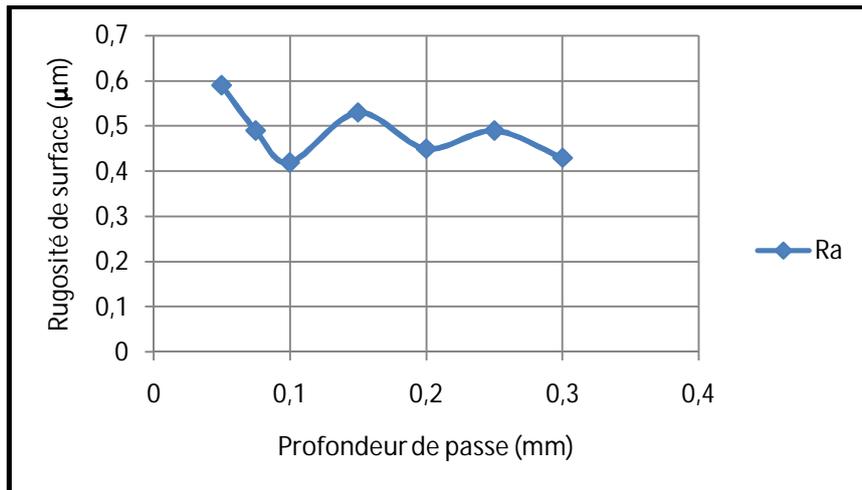


Figure III.9 Evolution de la rugosité de surface en fonction de la profondeur de passe.

c) Effet de l'avance sur la rugosité de surface

La variation de la rugosité de surface en fonction de l'avance de l'outil de coupe à $Vc = 180$ m/min, $ap = 0.15$ mm et $r = 1.2$ mm, est illustrée dans la figure III.10. On constate que l'influence de l'avance sur la rugosité de surface est flagrante, car l'augmentation de ce paramètre de 0.08 à 0.2 mm/rev, conduit à une augmentation du critère de rugosité Ra de 290.62% . Ceci est dû aux sillons hélicoïdaux résultant de la forme de l'outil et du mouvement hélicoïdal entre l'outil et la pièce. Ces sillons sont autant plus profonds et plus larges que l'avance est élevée, d'où la nécessité d'employer de faibles avances lors du tournage de finition.

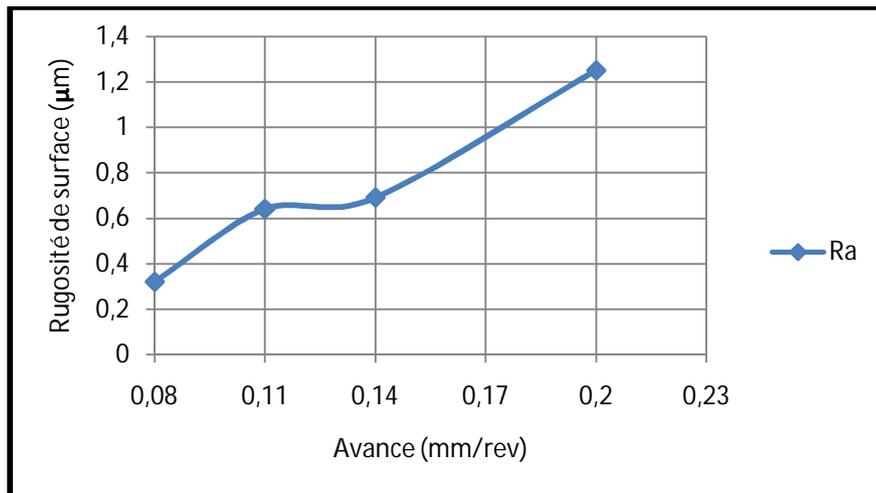


Figure III.10 Evolution de la rugosité de surface en fonction de l'avance.

d) Effet du rayon du bec sur la rugosité de surface

L'influence du rayon du bec de l'outil sur la rugosité de surface est présentée dans la figure III.11. Les autres paramètres sont maintenus constants tel que $V_c = 150$ m/min, $f = 0.11$ mm/rev et $ap = 0.15$ mm. Il est clair que l'augmentation du rayon du bec de l'outil tend à améliorer la qualité de surface. On enregistre donc une diminution de 32.79 % de la valeur de rugosité de surface en augmentant le rayon du bec de 0.8 à 1.6 mm. Comme nous l'avons déjà expliqué, lorsque le rayon du bec augmente, de même, la longueur de contact l_c entre le bec de l'outil et la surface usinée augmente, conduisant à l'écrasement des aspérités et des traces laissées par l'avance de l'outil.

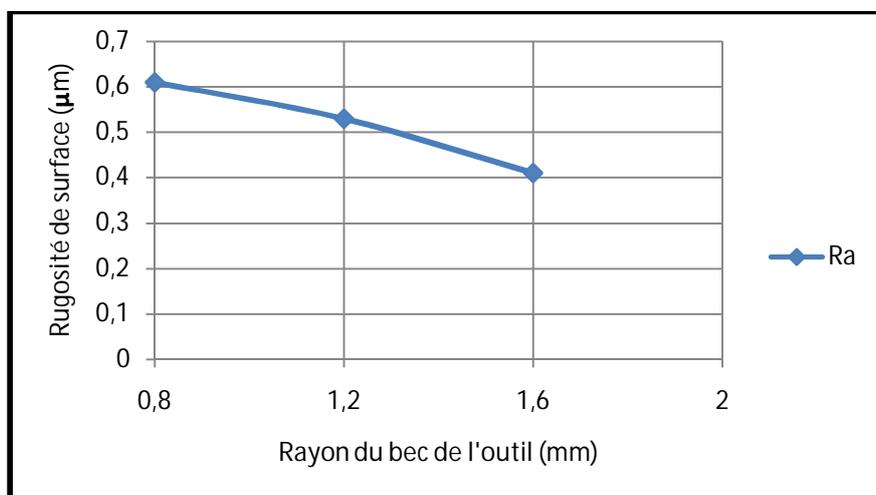


Figure III.11 Evolution de la rugosité de surface en fonction du rayon du bec de l'outil.

III.2.4 Evolution de la vibration de l'outil de coupe

a) Effet de l'avance sur la vibration de l'outil de coupe

L'effet de l'avance sur la vibration de l'outil de coupe dans la direction radiale et tangentielle est illustrée dans la figure III.12. Les expériences sont réalisées à $V_c = 180$ m/min, $ap = 0.15$ mm et $r = 1.2$ mm. On remarque que la vibration de l'outil dans la direction radiale (A_y) est peu influencée par ce paramètre. La même remarque peut être aussi faite pour la vibration de l'outil dans la direction tangentielle (A_z), seulement dans l'intervalle de 0.08 à 0.14 mm/rev. Au-delà de 0.14 mm/rev la courbe prend une allure ascendante.

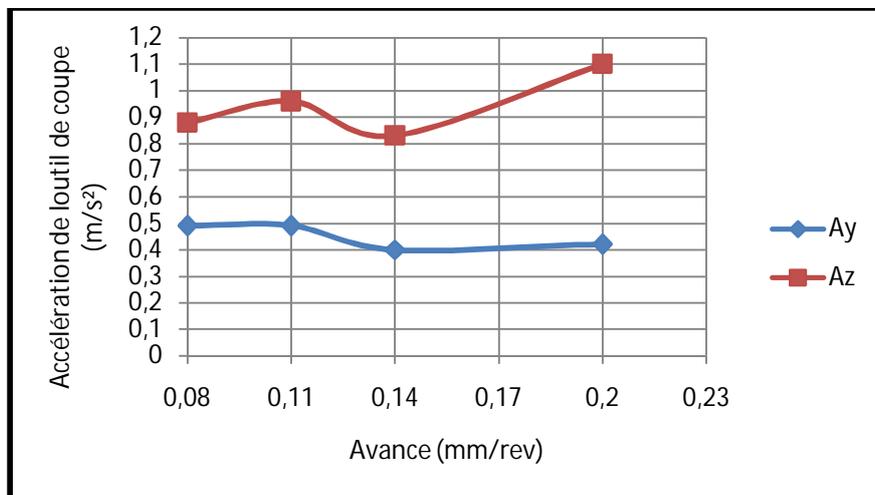


Figure III.12 Effet de l'avance sur la vibration de l'outil de coupe.

b) Effet de la vitesse de coupe sur la vibration de l'outil

La figure III.13 présente le tracé de la variation de la vibration de l'outil de coupe en fonction de la profondeur de coupe (ap) à $V_c = 130$ m/min, $ap = 0.15$ mm/rev et $r = 1.2$ mm. Quoiqu'une stabilisation soit enregistrée dans l'intervalle de 90 à 175 m/min surtout pour la vibration radiale de l'outil, on observe que la vitesse de coupe a un effet important sur la vibration de l'outil dans la direction radiale et tangentielle à 200 m/min. Ceci peut être lié à la fréquence de rotation de la pièce qui a une influence sur le comportement dynamique du système usinant. Des observations similaires ont été faites par Kribes et autres [KRI 07].

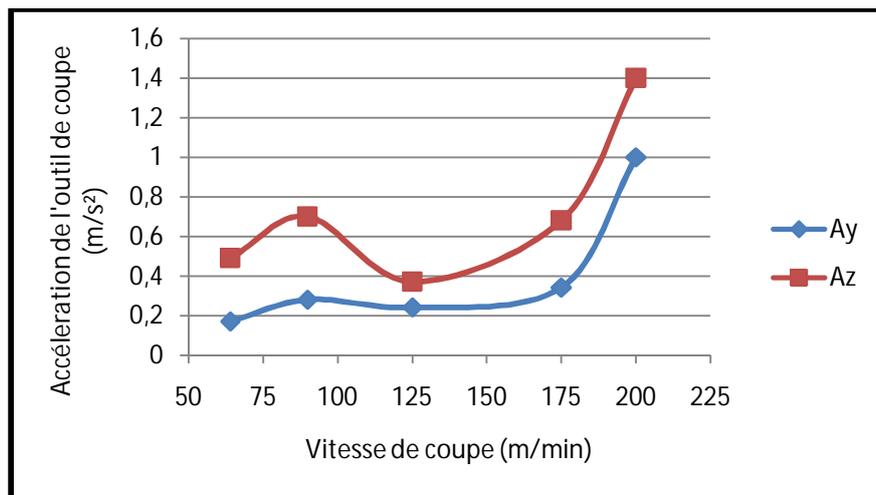


Figure III.13 Effet de la vitesse de coupe sur la vibration de l'outil de coupe.

c) Effet de la profondeur de passe sur la vibration de l'outil

La figure III.14 représente la variation de la vibration de l'outil de coupe en fonction de la profondeur de coupe (ap) à $V_c = 160$ m/min, $f = 0.11$ mm/rev et $r = 1.2$ mm. On remarque que l'augmentation de la profondeur de passe fait diminuer la vibration de l'outil de coupe dans les directions Y et Z. A partir de la valeur de 0.2 mm, la courbe de l'évolution de la vibration de l'outil dans la direction tangentielle prend une allure ascendante. Comme nous l'avons souligné dans le premier chapitre, le retour élastique de la surface usinée qui provoque des contraintes de contact élevées sur la face de dépouille, est une caractéristique de l'usinage dur. En conséquent, ce frottement est une source de vibration, en plus de la vibration causée par la formation cyclique du copeau. La vibration de friction est considérée comme une sorte de vibration auto-excitée. Selon Astakhov [AST 10], les vibrations de frottement peuvent être réduites en modifiant la vitesse de glissement ou bien la pression de contact. Dans notre cas on constate donc que l'augmentation de la profondeur de passe a fait modifier le comportement dynamique du système, et par conséquent a réduit l'amplitude des vibrations.

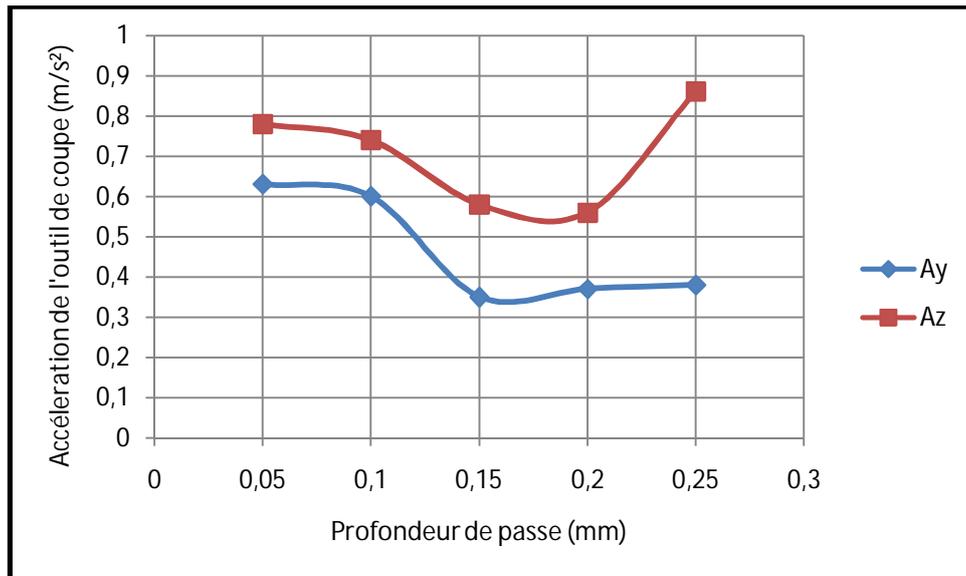


Figure III.14 Effet de la profondeur de passe sur la vibration de l'outil.

d) Effet du rayon du bec de l'outil sur la vibration de l'outil

L'effet du rayon du bec de l'outil de coupe sur la vibration de l'outil dans la direction radiale et tangentielle est illustrée dans la figure III.15. Les autres paramètres sont fixés tel que ; $V_c = 150$ m/min, $ap = 0.15$ mm et $f = 0.11$ mm/rev. On observe que l'effet du rayon du bec sur les vibrations de l'outil est relativement faible.

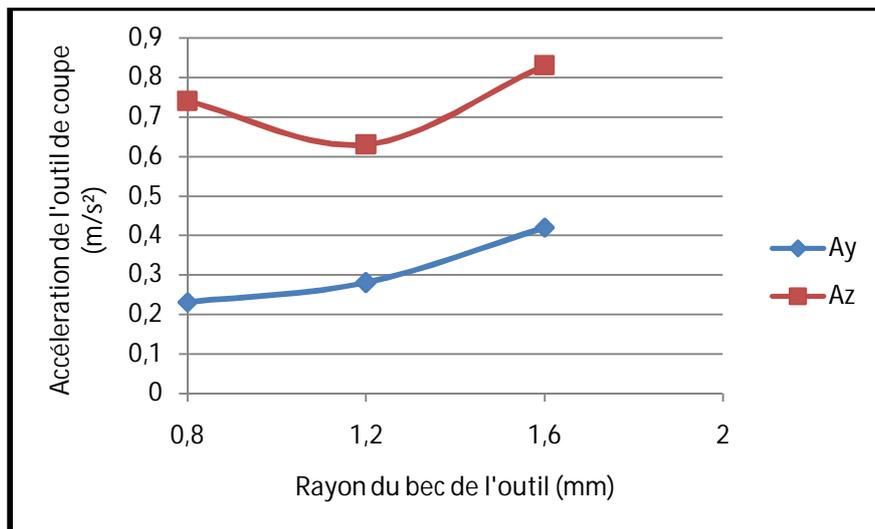


Figure III.15 Effet du rayon du bec de l'outil de coupe sur la vibration de l'outil.

III.3 Evolution de l'usure en fonction du temps

Les conditions tribologiques extrêmes causés par le frottement à sec et les hautes températures aux interfaces outil-copeau et outil-pièce, mènent à l'accélération de l'usure de l'outil, et par conséquent à la détérioration de la rugosité de surface et aux défauts dimensionnels. En général, l'usure de la céramique noire lors de l'usinage des matériaux dur peut se faire par différents mécanismes qui sont l'abrasion, l'adhésion la rupture brutale ou la déformation plastique. [GRZ 09]

Afin de déterminer la performance de la céramique noire en tournage dur de l'acier 100 Cr 6, des essais d'usure de longue durée ont été réalisés. Les résultats de ces essais présentent un intérêt industriel important. Pour la réalisation des essais, les conditions d'usinage sont fixées aux niveaux supérieurs de vitesse de coupe, d'avance et de rayon (200 m/min, 0.14 mm/rev et 1.6 mm) respectivement, et à une profondeur de passe de 0.15 mm.

La figure III.16 montre l'évolution de l'usure en dépouille en fonction du temps. Sur la courbe tracée on peut distinguer une première période d'usure intensive appelée «rodage». Après en remarque que l'évolution de l'usure devient plus lente. Cette deuxième période est appelée «usure normale». A la fin on distingue une troisième période, caractérisée par une accélération de l'usure. D'après cette figure, on constate que la tenue de la céramique correspondant à l'usure admissible [VB] de 0.3 mm est 22.5 min.

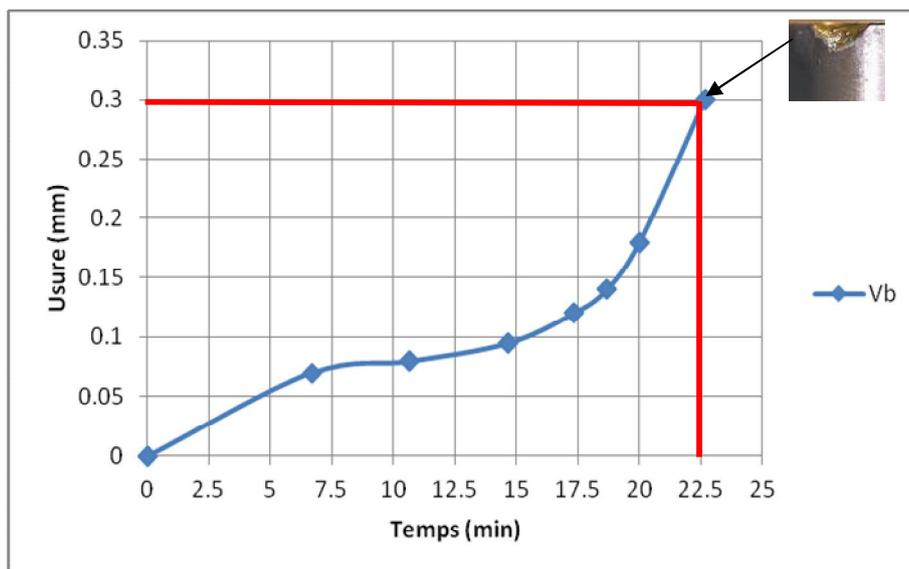


Figure III.16 Evolution de l'usure en dépouille (Vb) de la céramique mixte CC650 en fonction du temps.

III.4 Evolution des paramètres technologiques en fonction de l'usure

III.4.1 Effet de l'usure sur la rugosité de surface

La figure III.17 présente l'évolution de la rugosité de surface en fonction de l'usure de l'outil de coupe. On constate que la rugosité de surface est étroitement liée à l'usure. Au début l'effet de ce dernier est important jusqu'à atteindre une valeur V_b de 0.07 mm, car la rugosité augmente de 0.4 μm à 0.8 μm . Ensuite on observe que l'effet de l'usure sur la rugosité s'annule jusqu'à la valeur V_b de 0.21 mm, à partir de laquelle l'effet devient catastrophique. Sachant qu'une usure évoluée de l'outil peut, non seulement influencer la rugosité de surface, mais aussi la précision dimensionnelle. Naturellement, les résultats obtenus sont en bon accord avec une multitude de travaux de recherches trouvés dans la littérature.

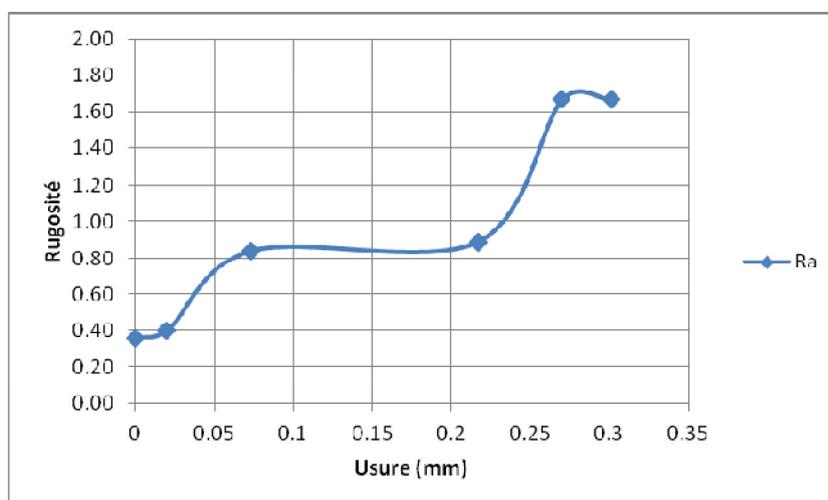


Figure III.17 Effet de l'usure sur la rugosité de surface (R_a)

III.4.2 Effet de l'usure sur les efforts de coupe

L'effet de l'usure sur les efforts de coupe est présenté sur la figure III.18. Les tracés de cette figure montrent que les efforts de coupe sont d'autant plus importants que l'usure est grande. De façon particulière l'effort radial est très sensible à l'usure en dépouille. Pratiquement les augmentations des valeurs des composantes (F_x , F_y , F_z) de l'effort de coupe sont respectivement (46.55, 52.56 et 5.06) %. Ces résultats sont en bon accord avec les résultats obtenus par Nakayama [NAK 88]. À fin d'atténuer l'effet de l'usure sur l'effort radial, l'auteur a fait augmenter l'angle de dépouille rendant ainsi l'angle d'attaque plus négatif.

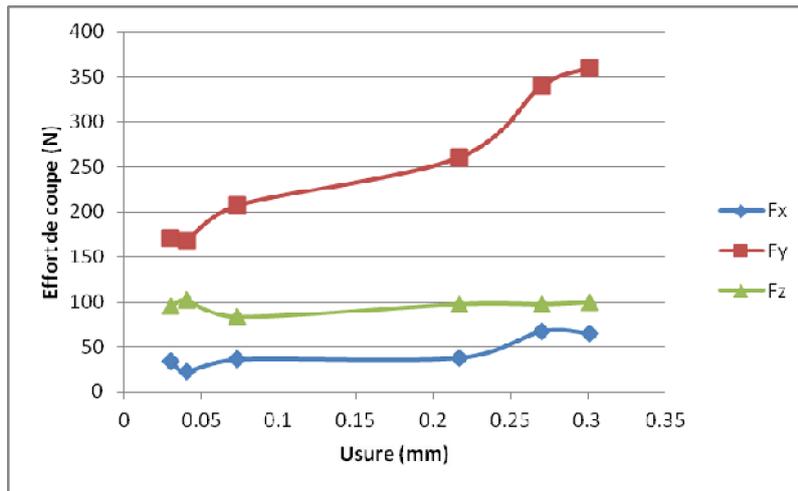


Figure III.18 Effet de l'usure sur les efforts de coupe

III.4.3 Effet de l'usure sur les vibrations de l'outil

L'effet de l'usure sur la vibration de l'outil de coupe dans la direction radiale et tangentielle est présenté dans la figure III.19. On constate que les deux courbes ont une allure ascendante en fonction de l'évolution de l'usure, et spécialement celle de la direction radiale lorsque l'usure atteint sa valeur admissible de 0.3 mm. Ce résultat nous permet donc de dire que la mesure vibratoire de l'outil est un moyen très intéressant pour la détection de l'usure.

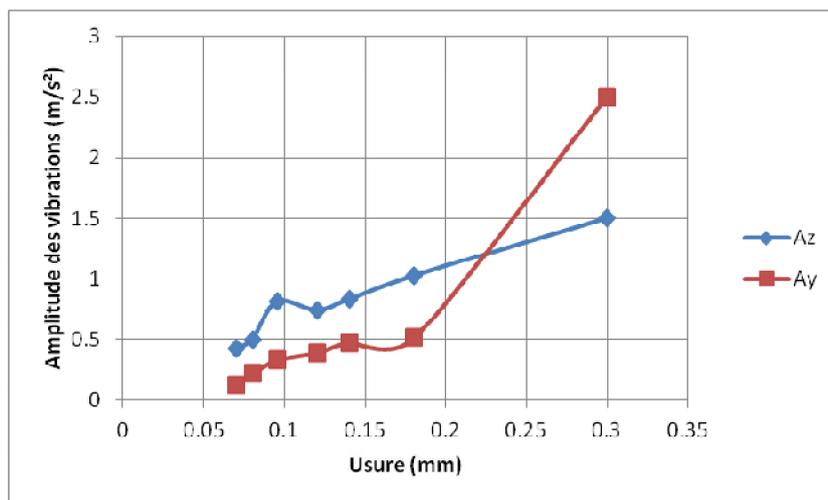


Figure III.19 Effet de l'usure sur la vibration de l'outil de coupe.

III.5 Conclusion

Les essais préliminaires, ont apporté des informations intéressantes pour cerner le domaine expérimental de notre étude. Il ressort d'après l'analyse des résultats obtenues que :

1. L'usinage avec des vitesses de coupe inférieures à 90 m/min détériore la rugosité de surface (Ra). Au-delà de cette vitesse, la rugosité de surface s'améliore et trouve sa valeur minimale à 200 m/min. En plus, il a été constaté que l'augmentation de la vitesse fait diminuer les composantes de l'effort et la pression spécifique de coupe jusqu'à atteindre des valeurs minimales à la même vitesse.
2. L'effet de la profondeur de passe sur la rugosité de surface n'est pas important. Quoique, il a été constaté que l'usinage avec une profondeur de passe de 0.05 mm et un rayon de 1.2 mm donne une valeur de rugosité élevée.
3. L'augmentation de la profondeur de passe mène à la diminution de la pression de coupe, mais par contre fait augmenter considérablement les efforts, et par conséquent l'énergie consommée par le processus de coupe.
4. L'influence de l'avance sur la rugosité de surface est très importante, car l'augmentation de ce paramètre de 0.08 à 0.2 mm/rev fait augmenter la rugosité de surface de 290%. Il est donc conseillé d'usiner en utilisant des valeurs faibles d'avance, tout en considérant que les faibles avances augmentent le temps d'usinage. Par contre, il se trouve que l'augmentation du rayon du bec de l'outil tend à améliorer la rugosité de surface de 32 %.
5. L'usure de l'outil de coupe a un impact direct sur les paramètres technologiques. elle fait augmenter les valeurs de la rugosité de surface, les composantes de l'effort de coupe, en particulier l'effort radial. Comme elle fait augmenter les amplitudes des vibrations de l'outil. Ce résultat nous permet donc de dire que la mesure vibratoire de l'outil, pourrait être un moyen très intéressant pour la détection de l'usure.
6. Les amplitudes des vibrations de l'outil atteignent leurs valeurs maximales à la vitesse de coupe 200 m/min. Aussi, il a été constaté que l'augmentation de la profondeur de passe fait diminuer les vibrations de l'outil.

CHAPITRE IV

MODELISATION ET OPTIMISATION DES CONDITIONS DE COUPE EN TD

IV.I Introduction

Dans ce chapitre nous présentons les résultats de la méthodologie de surface de réponse (MSR). Cette dernière nous a permis le développement des modèles par régression multiple de la rugosité de surface et des trois composantes de l'effort de coupe ; l'effort axial (F_x), l'effort radial (F_y) et l'effort tangentiel (F_z). Ces réponses ont été mesurés en tournage dur de l'acier 100 Cr6 par un outil en céramique mixte, dont les expériences ont été réalisées en variant la vitesse de coupe (V_c), la profondeur de passe (ap), l'avance (f) et le rayon du bec de l'outil (r). Les effets des paramètres d'entrée sur des réponses étudiées ont été quantifiés en utilisant l'analyse de la variance (ANOVA), et visualisés à travers les graphes de la surface de réponse. Egalement, la méthodologie de surface de réponse nous a permis l'optimisation des conditions de coupe.

IV.2 Résultats du plan composite à face centrée

Le tableau IV.1 présente les résultats des essais expérimentaux réalisés selon un plan composite à face centrée incluant en total 30 essais. D'après les résultats de ce tableau on a pu remarquer que les valeurs mesurées des différentes réponses étudiées ont variées dans les limites suivantes :

- ✓ F_x (min) = 2.18 N ($V_c = 200$ m/min, $ap = 0.05$ mm, $f = 0.08$ mm/rev, $r = 0.8$ mm)
 F_x (max) = 49.04 N ($V_c = 100$ m/min, $ap = 0.25$ mm, $f = 0.14$ mm/rev, $r = 0.8$ mm)
- ✓ F_y (min) = 30.91 N ($V_c = 200$ m/min, $ap = 0.05$ mm, $f = 0.08$ mm/rev, $r = 1.6$ mm)
 F_y (max) = 128.33 N ($V_c = 100$ m/min, $ap = 0.25$ mm, $f = 0.14$ mm/rev, $r = 1.6$ mm)
- ✓ F_z (min) = 18.16 N ($V_c = 200$ m/min, $ap = 0.05$ mm, $f = 0.08$ mm/rev, $r = 0.8$ mm)
 F_z (max) = 142.54 N ($V_c = 100$ m/min, $ap = 0.25$ mm, $f = 0.14$ mm/rev, $r = 0.8$ mm)
- ✓ R_a (min) = 0.30 μ m ($V_c = 200$ m/min, $ap = 0.25$ mm, $f = 0.08$ mm/rev, $r = 1.6$ mm)
 R_a (max) = 1.09 μ m ($V_c = 100$ m/min, $ap = 0.05$ mm, $f = 0.14$ mm/rev, $r = 0.8$ mm).

L'analyse préliminaire des ces résultats indique que les valeurs minimales des composantes de l'effort de coupe sont obtenues en utilisant une profondeur de passe de 0.05 mm et une avance de 0.08 mm/rev, soit en réduisant l'aire de contact entre l'outil et la pièce. Et que la valeur minimale de la rugosité de surface est obtenue en utilisant une grande vitesse de coupe, une grande profondeur de passe, un large rayon de bec et une faible avance.

Tableau IV.1 Résultats expérimentaux du plan composite à face centrée

| essai | Variables d'entrée | | | | Réponses de sortie | | | |
|-------|--------------------|--------------|-----------------|-------------|--------------------|--------------|--------------|---------------------------|
| | V_c (m/min) | ap (mm) | f (mm/rev) | r (mm) | F_x (N) | F_y (N) | F_z (N) | Ra (μm) |
| 01 | 100 | 0.25 | 0.08 | 1.6 | 33.18 | 98.31 | 102.70 | 0.33 |
| 02 | 200 | 0.05 | 0.08 | 0.8 | 2.18 | 55.83 | 18.16 | 0.65 |
| 03 | 150 | 0.05 | 0.11 | 1.2 | 10.21 | 31.76 | 23.25 | 0.59 |
| 04 | 150 | 0.15 | 0.08 | 1.2 | 29.37 | 102.47 | 80.33 | 0.37 |
| 05 | 150 | 0.15 | 0.11 | 1.6 | 18.74 | 93.90 | 89.80 | 0.41 |
| 06 | 150 | 0.25 | 0.11 | 1.2 | 32.38 | 73.82 | 116.14 | 0.63 |
| 07 | 200 | 0.25 | 0.08 | 1.6 | 27.38 | 92.55 | 84.51 | 0.30 |
| 08 | 100 | 0.05 | 0.14 | 0.8 | 11.93 | 52.39 | 42.39 | 1.09 |
| 09 | 200 | 0.25 | 0.14 | 1.6 | 34.64 | 122.48 | 132.5 | 0.44 |
| 10 | 150 | 0.15 | 0.11 | 1.2 | 22.60 | 74.34 | 69.96 | 0.59 |
| 11 | 200 | 0.15 | 0.11 | 1.2 | 21.14 | 95.39 | 84.36 | 0.54 |
| 12 | 200 | 0.05 | 0.14 | 1.6 | 24.43 | 73.57 | 53.35 | 0.37 |
| 13 | 200 | 0.05 | 0.14 | 0.8 | 12.95 | 44.26 | 34.29 | 0.98 |
| 14 | 200 | 0.05 | 0.08 | 1.6 | 5.84 | 30.91 | 25.26 | 0.34 |
| 15 | 150 | 0.15 | 0.14 | 1.2 | 33.32 | 103.94 | 100.75 | 0.61 |
| 16 | 100 | 0.05 | 0.14 | 1.6 | 4.13 | 72.41 | 49.69 | 0.45 |
| 17 | 200 | 0.25 | 0.08 | 0.8 | 32.75 | 67.12 | 93.84 | 0.37 |
| 18 | 150 | 0.15 | 0.11 | 1.2 | 32.70 | 65.43 | 81.32 | 0.54 |
| 19 | 100 | 0.05 | 0.08 | 1.6 | 3.50 | 50.45 | 40.29 | 0.31 |
| 20 | 100 | 0.25 | 0.14 | 1.6 | 34.30 | 128.33 | 138.06 | 0.62 |
| 21 | 100 | 0.25 | 0.14 | 0.8 | 49.04 | 111.04 | 142.54 | 0.79 |
| 22 | 200 | 0.25 | 0.14 | 0.8 | 38.99 | 102.36 | 132.18 | 0.83 |
| 23 | 150 | 0.15 | 0.11 | 0.8 | 28.66 | 76.59 | 73.13 | 0.61 |
| 24 | 150 | 0.15 | 0.11 | 1.2 | 35.66 | 90.14 | 71.93 | 0.53 |
| 25 | 150 | 0.15 | 0.11 | 1.2 | 28.90 | 71.03 | 73.85 | 0.53 |
| 26 | 100 | 0.25 | 0.08 | 0.8 | 39.22 | 80.39 | 90.36 | 0.35 |
| 27 | 100 | 0.15 | 0.11 | 1.2 | 29.16 | 87.98 | 85.49 | 0.45 |
| 28 | 100 | 0.05 | 0.08 | 0.8 | 4.01 | 31.17 | 23.73 | 0.64 |
| 29 | 150 | 0.15 | 0.11 | 1.2 | 29.69 | 89.19 | 64.78 | 0.48 |
| 30 | 150 | 0.15 | 0.11 | 1.2 | 23.72 | 78.12 | 93.67 | 0.56 |

IV.3 Modélisation et analyse statistique

Le principe de la méthodologie de surface de réponse (MSR) est de modéliser les données expérimentales. Le plan expérimental adopté permet l'évaluation des effets linéaires, quadratiques et d'interaction entre les différentes variables. Nous avons appliqué le modèle quadratique avec interactions qui prend la forme suivante :

$$Y = a_0 + \sum_{i=1}^k b_i X_i + \sum_{i,j} b_{ij} X_i X_j + \sum_{i=1}^k b_{ii} X_i^2 \quad (\text{IV.1})$$

Où $i, j, k = 1, 2 \dots n$

a_0, b_i, b_{ij} et b_{ii} sont les coefficients de régression du modèle et X_i, X_j , sont les variables explicative.

Les équations de régression sont obtenues par le logiciel de statistique Design Expert (version 8.0.7). Ces équations décrivent la relation statistique entre les facteurs et les réponses, et pourraient prédire les résultats des nouveaux essais. L'analyse de la variance est effectuée pour établir la signification statistique du modèle de régression, des termes du modèle et de l'inadéquation de l'ajustement, et ce, en comparant "Prob > F" à 0.05 ou en d'autres termes à 95% de confiance.

✓ Test de signification du modèle

Le test de signification du modèle est basé sur le calcul des sommes des carrés. En premier lieu on calcule la somme des carrés des écarts totaux. Cet écart représente la différence entre chaque réponse mesurées Y_i et la moyenne de toutes les réponses du plan \bar{Y} , qui est donné comme suit :

$$SS_T = \sum_{i=1}^n (Y_i - \bar{Y})^2 \quad (\text{IV.2})$$

Avec, n : Le nombre d'expériences

La somme des carrés des écarts totale est considérée comme étant la variance totale qui peut être décomposée en variance expliquée par le modèle de régression (SS_R), et variance résiduelle aléatoire (SS_E) (non expliquée par le modèle) qui s'écrit de la manière suivante :

$$SS_T = SS_R + SS_E \quad (\text{IV.3})$$

Où : (SS_R) représente la somme des carrés des écarts entre chaque réponse prédite \hat{Y}_i (obtenue par le modèle) et la moyenne de toute les réponses du plan \bar{Y} . Elle est donnée par l'expression suivante:

$$SS_R = \sum_{i=1}^n (\hat{Y}_i - \bar{Y})^2 \quad (\text{IV.4})$$

Et (SS_E) est la somme des carrés de l'erreur, cet écart représente la différence entre la réponse mesurées Y_i et la réponse prédite par le modèle \hat{Y}_i .

$$SS_E = \sum_{i=1}^n (Y_i - \hat{Y}_i)^2 \quad (\text{IV.5})$$

Ensuite, la moyenne des carrés des écarts du modèle et de l'erreur sont calculés comme suit:

$$MS_R = \frac{SS_R}{q} \quad (\text{IV.6})$$

$$MS_E = \frac{SS_E}{n-q-1} \quad (\text{IV.7})$$

Avec : q est le nombre de facteurs et n est le nombre des essais.

D'où la valeur de Fisher est obtenue par l'équation suivante :

$$F = \frac{MS_R}{MS_E} \quad (\text{IV.8})$$

La valeur de Fisher obtenue est comparée à une valeur critique F_α prédéfinie selon le niveau de confiance α . Si F calculée est supérieure à F_α ceci est indiqué dans le tableau par une valeur P inférieure à α (p-value Prob > F). On peut donc conclure qu'il existe une signification statistique.

✓ Le coefficient de corrélation R^2

Le coefficient de corrélation R^2 représente la proportion de variation de la réponse qui est expliquée par le modèle. Il est déduit par la relation suivante.

$$R^2 = \frac{SS_R}{SS_T} = 1 - \frac{SS_E}{SS_T} \quad (\text{IV.9})$$

Plus ce coefficient s'approche de l'unité plus le modèle est bon, et Plus SS_E est petit plus le modèle est bon.

✓ Test de l'inadéquation de l'ajustement du modèle

L'inadéquation de l'ajustement du modèle est aussi testée par l'analyse de la variance. L'inadéquation de l'ajustement se produit lorsque le modèle ne représente pas en juste la variation de la réponse [ANG 99].

La somme des carrés résiduelle SS_E peut être décomposée en deux composants,

$$SS_E = SS_{PE} + SS_{LOF} \quad (\text{IV.10})$$

Où : SS_{PE} est la somme des carrés dues à l'erreur pure et SS_{LOF} est la somme de places dues à l'inadéquation de l'ajustement. Les répliques au centre peuvent être employées pour calculer la moyenne des carrés de l'erreur pure :

$$MS_R = \frac{SS_{PE}}{n_0 - 1} = \sum_{i=1}^{n_c} (y_i - \bar{y}_0) / n_0 - 1 \quad (IV.11)$$

Où \bar{y}_0 est la moyenne de n_0 réponses des points centraux.

$$MS_{LOF} = \frac{SS_{LOF}}{n_d - q - 1} \quad (IV.12)$$

D'où il est déduit la valeur F qui sera utilisé pour tester l'inadéquation de l'ajustement du modèle :

$$F = \frac{MS_{LOF}}{MS_{PE}} \quad (IV.13)$$

✓ Test de probabilités normales des résidus

Dans ce test, l'efficacité du modèle est visualisée graphiquement. Ce teste exige que les termes d'erreur e_i suivent une loi normale, autrement dit, ils doivent être distribués normalement et indépendamment avec la moyenne zéro et la variance s^2 . Si les résidus tracent approximativement une ligne droite, on conclut donc que la normalité est satisfaite.

IV.3.1 Effort axial (F_x)

Selon les résultats de l'analyse de la variance de l'effort axial présentés dans le tableau V.2, la profondeur de passe a un effet statistique significatif avec une la plus grande contribution de 79.85 %. L'effet de l'avance est également significatif mais avec une légère contribution de 6.02 %. D'autre part, il s'avère que la vitesse de coupe (V_c) et le rayon de bec d'outil (r) n'ont aucun effet significatif. L'interaction $V_c \times ap$ est significative avec une légère contribution de 2.98%.

La valeur P de l'inadéquation de l'ajustement de 0.753 est plus grande que 0.05. Il n'y a dès lors aucune évidence que le modèle n'explique pas correctement la variation dans la réponse. L'inadéquation de l'ajustement peut se produire si des termes importants du modèle tel que des interactions ou des termes quadratiques ne sont pas introduits dans le modèle.

Le coefficient de corrélation R^2 d'environ 0.936 est considéré bon. Il représente la proportion de la variation de la réponse expliquée par le modèle. Le R^2 prédit est de 0.748 et le R^2 ajusté est de 0.877.

Tableau IV.2 Analyse de la variance de l'effort axial (F_x)

| Source | SS | DF | MS | F-Value | P-value | Observation | Cont. % |
|----------------|---------|----|---------|---------|----------|------------------|---------|
| Model | 4219.01 | 14 | 301.36 | 15.77 | < 0.0001 | significatif | |
| A- V_c | 3.31 | 1 | 3.31 | 0.17 | 0.6831 | non significatif | 0.08 |
| B- ap | 3284.55 | 1 | 3284.55 | 171.88 | < 0.0001 | significatif | 79.85 |
| C- f | 247.53 | 1 | 247.53 | 12.95 | 0.0026 | significatif | 6.02 |
| D- r | 64.37 | 1 | 64.37 | 3.37 | 0.0864 | non significatif | 1.56 |
| AB | 122.43 | 1 | 122.43 | 6.41 | 0.0230 | significatif | 2.98 |
| AC | 32.83 | 1 | 32.83 | 1.72 | 0.2096 | non significatif | 0.80 |
| AD | 76.39 | 1 | 76.39 | 4.00 | 0.0640 | non significatif | 1.86 |
| BC | 12.11 | 1 | 12.11 | 0.63 | 0.4384 | non significatif | 0.29 |
| BD | 85.01 | 1 | 85.01 | 4.45 | 0.0522 | non significatif | 2.07 |
| CD | 2.81 | 1 | 2.81 | 0.15 | 0.7070 | non significatif | 0.07 |
| A ² | 6.78 | 1 | 6.78 | 0.35 | 0.5604 | non significatif | 0.16 |
| B ² | 77.58 | 1 | 77.58 | 4.06 | 0.0622 | non significatif | 1.89 |
| C ² | 54.30 | 1 | 54.30 | 2.84 | 0.1125 | non significatif | 1.32 |
| D ² | 24.37 | 1 | 24.37 | 1.28 | 0.2765 | non significatif | 0.59 |
| Residual | 286.65 | 15 | 19.11 | | | | 0.46 |
| Lack of Fit | 159.37 | 10 | 15.94 | 0.63 | 0.7531 | non significatif | |
| Pure Error | 127.28 | 5 | 25.46 | | | | |
| Cor Total | 4505.66 | 29 | | | | | |
| R^2 | 0.9364 | | | | | | |
| Adj R^2 | 0.8770 | | | | | | |
| Pred R^2 | 0.7487 | | | | | | |

L'équation finale en termes de facteurs réels de l'effort axial est donnée comme suit :

$$\begin{aligned}
 F_x = & 11.211 + 0.032V_c + 483.284ap - 1053.305f + 37.374r - 0.553V_c \times ap + \\
 & 0.955V_c \times f + 0.109V_c \times r - 290ap \times f - 57.625ap \times r - 34.896f \times r - 0.001V_c^2 \\
 & - 547.211ap^2 + 5086.55f^2 - 19.169r^2
 \end{aligned} \tag{IV.14}$$

D'après la figure IV.1, les résidus du modèle de l'effort axial peuvent être jugés comme normalement distribués. Le test de normalité est donc satisfaisant.

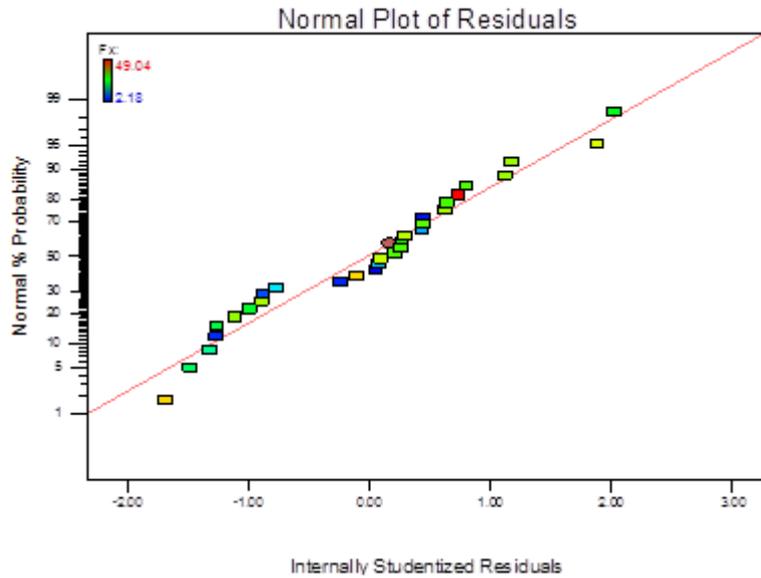


Figure IV.1 Probabilités normales des résidus de l'effort axial (F_x).

Les courbes des valeurs expérimentales et prédites de l'effort axial sont dessinées dans la figure IV.2. De manière générale on voit que la courbe des valeurs prédites épouse la forme de la courbe des valeurs expérimentales excepté quelques points d'essai où nous pouvons noter une petite divergence.

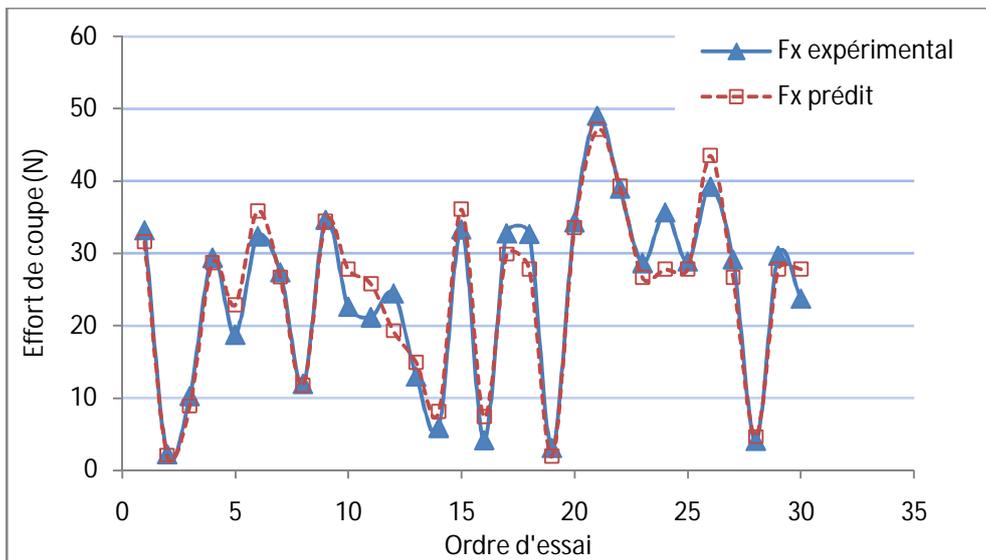


Figure IV. 2 Comparaison entre les valeurs expérimentales et prédites de l'effort axial.

IV.3.2 Effort radial (F_y)

Les résultats de l'analyse de la variance de l'effort radial présentés dans le tableau IV.3 montrent que le terme le plus significatif du modèle est la profondeur de passe avec 57.62 % de contribution, suivi de l'avance avec une contribution de 12.45%. Le rayon du bec de l'outil semble être particulièrement significatif sur l'effort radial. Sa contribution est 6.16 %. Ceci est en accord avec les résultats obtenus par Meng [MEN 04]. Ce dernier a observé que l'effet du rayon du bec était remarquable sur l'effort radial. Le terme quadratique ap^2 est significatif avec 14.35% de contribution. Le coefficient R^2 d'environ 0.91 est considéré bon. Par contre le R^2 prédit, qui représente l'efficacité du modèle à prédire des nouvelles expériences, de 0.539 est considéré très inférieur à R^2 ajusté de 0.814. Ceci mène à considérer une réduction du modèle par élimination. Les résultats du processus d'élimination sont présentés dans le tableau IV.4. Ce dernier montre qu'en plus des termes cités ci-dessus, le terme f^2 est significatif avec 9.18% de contribution. Le R^2 prédit est amélioré et prend une valeur de 0.7994, ce qui le rend en raisonnable accord avec R^2 ajusté de 0.8476.

Tableau IV.3 Analyse de la variance de l'effort radial (F_y)

| Source | SS | DF | MS | F-Value | P-value | Observation | Cont.% |
|----------------|----------|----|----------|---------|----------|------------------|--------|
| Model | 17316.82 | 14 | 1236.92 | 10.86 | < 0.0001 | significatif | |
| A-Vc | 43.56 | 1 | 43.56 | 0.38 | 0.5457 | non significatif | 0.24 |
| B-ap | 10447.35 | 1 | 10447.35 | 91.70 | < 0.0001 | significatif | 57.62 |
| C-f | 2257.47 | 1 | 2257.47 | 19.81 | 0.0005 | significatif | 12.45 |
| D-r | 1116.44 | 1 | 1116.44 | 9.80 | 0.0069 | significatif | 6.16 |
| AB | 62.85 | 1 | 62.85 | 0.55 | 0.4691 | non significatif | 0.35 |
| AC | 3.60 | 1 | 3.60 | 0.032 | 0.8613 | non significatif | 0.02 |
| AD | 37.73 | 1 | 37.73 | 0.33 | 0.5735 | non significatif | 0.21 |
| BC | 166.22 | 1 | 166.22 | 1.46 | 0.2458 | non significatif | 0.92 |
| BD | 85.89 | 1 | 85.89 | 0.75 | 0.3989 | non significatif | 0.47 |
| CD | 150.25 | 1 | 150.25 | 1.32 | 0.2688 | non significatif | 0.83 |
| A ² | 134.34 | 1 | 134.34 | 1.18 | 0.2947 | non significatif | 0.74 |
| B ² | 2602.64 | 1 | 2602.64 | 22.84 | 0.0002 | significatif | 14.35 |
| C ² | 908.02 | 1 | 908.02 | 7.97 | 0.0128 | non significatif | 5.01 |
| D ² | 1.50 | 1 | 1.50 | 0.013 | 0.9102 | non significatif | 0.01 |
| Residual | 17316.82 | 15 | 113.93 | | | | 0.63 |
| Lack of Fit | 43.56 | 10 | 121.64 | 1.23 | 0.4317 | non significatif | |
| Pure Error | 10447.35 | 5 | 98.52 | | | | |
| Cor Total | 2257.47 | 29 | | | | | |
| R^2 | 0.9102 | | | | | | |
| Adj R^2 | 0.8263 | | | | | | |
| Pred R^2 | 0.5390 | | | | | | |

Tableau IV.4 Analyse de la variance du modèle réduit de l'effort radial (F_y)

| Source | SS | DF | MS | F-Value | P-value | Observation | Cont. % |
|----------------|----------|----|----------|----------|----------|------------------|---------|
| Model | 16608.72 | 5 | 3321.74 | 33.2593 | < 0.0001 | significatif | |
| B- ap | 10447.35 | 1 | 10447.35 | 103.5104 | < 0.0001 | significatif | 56.88 |
| C- f | 2257.47 | 1 | 2257.47 | 23.7273 | < 0.0001 | significatif | 12.29 |
| D- r | 1116.44 | 1 | 1116.44 | 12.279 | 0.0028 | significatif | 6.08 |
| B ² | 2769.48 | 1 | 2769.48 | 26.7205 | < 0.0001 | significatif | 15.08 |
| C ² | 1676.12 | 1 | 1676.12 | 15.2239 | 0.0004 | significatif | 9.13 |
| Residual | 2417.07 | 24 | 100.71 | | | | 0.55 |
| Lack of Fit | 1924.49 | 19 | 101.29 | 1.1011 | 0.5407 | non significatif | |
| Pure Error | 492.58 | 5 | 98.52 | | | | |
| Cor Total | 19025.79 | 29 | | | | | |
| R^2 | 0.8730 | | | | | | |
| Adj R^2 | 0.8465 | | | | | | |
| Pred R^2 | 0.7997 | | | | | | |

L'équation finale en termes de facteurs réel obtenue du processus d'élimination est donnée comme suit :

$$F_y = 213.982 + 1091.586ap - 5018.990f + 19.689r - 2835.565ap^2 + 24510.394f^2 \quad (IV.15)$$

La figure IV.3 montre les probabilités normales des résidus du modèle de l'effort radial. On constate que les résidus tracent à peu près une ligne droite, ce qui nous laisse dire que le test de normalité est satisfaisant.

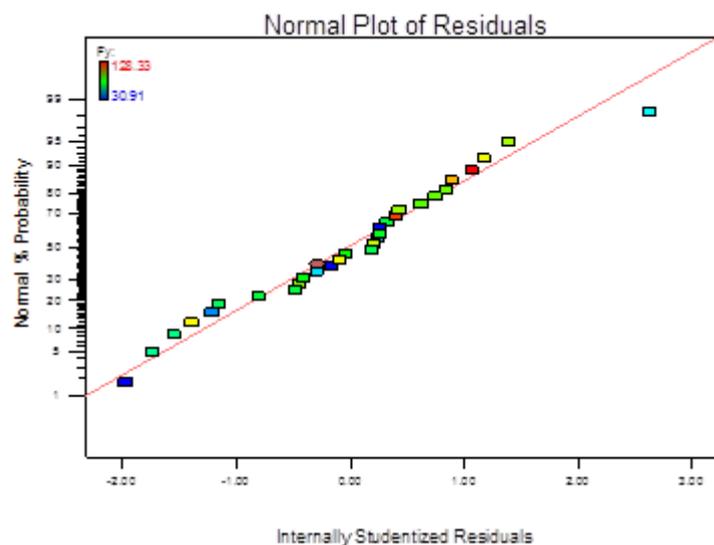


Figure IV.3 Probabilités normales des résidus de l'effort radial (F_y).

Les courbes des valeurs expérimentales et prédites de l'effort radial sont dessinées dans la figure IV.4. On remarque que l'allure générale de la courbe des valeurs prédites suit celle de la courbe des valeurs expérimentales. Néanmoins, quelques divergences sont observées.

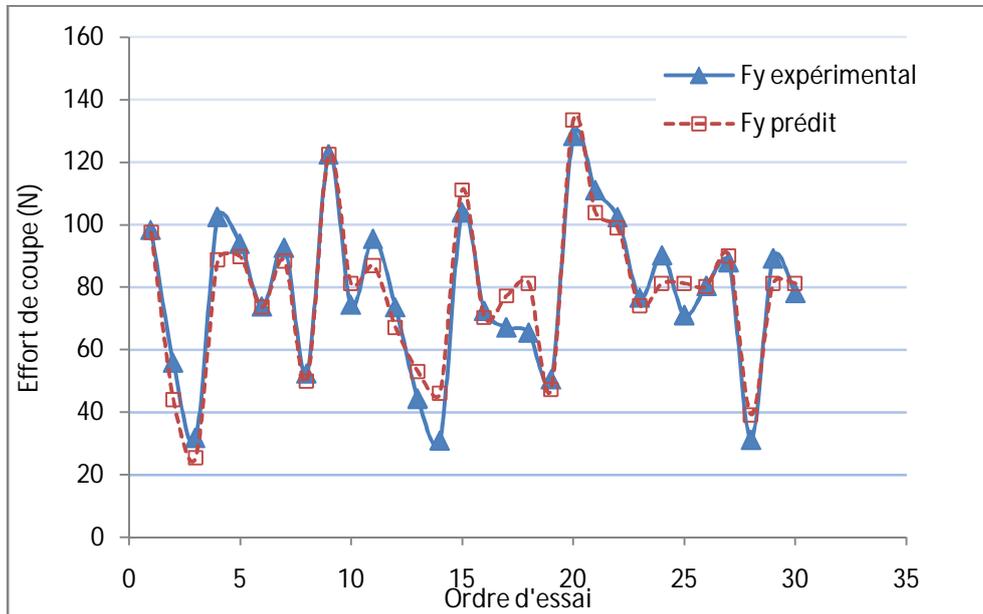


Figure IV. 4 Comparaison entre les valeurs expérimentales et prédites de l'effort radial.

IV.3.3 Effort tangentiel (F_z)

Les résultats de l'analyse de la variance de l'effort tangentiel présentés dans le tableau IV.5 indiquent que la profondeur de passe est significative avec la plus grande contribution (83.12 %). Le second terme est l'avance avec 11.32 % de contribution. Les termes $ap \times f$ and ap^2 sont également significatifs avec des petites contributions (1.85 et 1.23) % respectivement.

Le coefficient de détermination du modèle R^2 est de 0.970. Le R^2 prédit est de 0.899, et le R^2 ajusté est de 0.942.

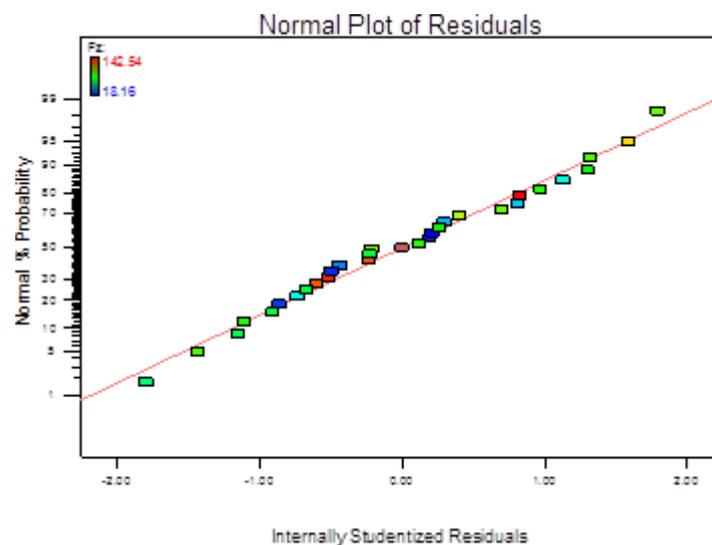
L'équation finale en termes des facteurs réels est donnée comme suit :

$$\begin{aligned}
 F_z = & 71.311 - 0.351V_c + 660.643ap - 1842.153f + 46.778r - 0.07V_c \times ap + \\
 & 0.623V_c \times f - 0.046V_c \times r + 2116.458ap \times f - 79.953ap \times r - 23.281f \times r + \\
 & 0.001V_c^2 - 1285.614ap^2 + 8876.511f^2 - 6.788r^2
 \end{aligned} \tag{IV.16}$$

Tableau IV.5 Analyse de la variance de l'effort tangentiel (F_z)

| Source | SS | DF | MS | F-Value | P-value | Observation | Cont. % |
|----------------|----------|----|----------|---------|----------|------------------|---------|
| Model | 34737.14 | 14 | 2481.22 | 34.64 | < 0.0001 | significatif | |
| A-Vc | 179.24 | 1 | 179.24 | 2.50 | 0.1345 | non significatif | 0.51 |
| B-ap | 28993.93 | 1 | 28993.93 | 404.78 | < 0.0001 | significatif | 83.12 |
| C-f | 3947.75 | 1 | 3947.75 | 55.11 | < 0.0001 | significatif | 11.32 |
| D-r | 238.64 | 1 | 238.64 | 3.33 | 0.0879 | non significatif | 0.68 |
| AB | 1.95 | 1 | 1.95 | 0.027 | 0.8711 | non significatif | 0.01 |
| AC | 13.97 | 1 | 13.97 | 0.20 | 0.6651 | non significatif | 0.04 |
| AD | 13.27 | 1 | 13.27 | 0.19 | 0.6730 | non significatif | 0.04 |
| BC | 645.03 | 1 | 645.03 | 9.01 | 0.0090 | significatif | 1.85 |
| BD | 163.65 | 1 | 163.65 | 2.28 | 0.1514 | non significatif | 0.47 |
| CD | 1.25 | 1 | 1.25 | 0.017 | 0.8967 | non significatif | 0.00 |
| A ² | 14.60 | 1 | 14.60 | 0.20 | 0.6581 | non significatif | 0.04 |
| B ² | 428.23 | 1 | 428.23 | 5.98 | 0.0273 | significatif | 1.23 |
| C ² | 165.36 | 1 | 165.36 | 2.31 | 0.1495 | non significatif | 0.47 |
| D ² | 3.06 | 1 | 3.06 | 0.043 | 0.8391 | non significatif | 0.01 |
| Residual | 1074.43 | 15 | 71.63 | | | | 0.21 |
| Lack of Fit | 550.39 | 10 | 55.04 | 0.53 | 0.8194 | non significatif | |
| Pure Error | 524.05 | 5 | 104.81 | | | | |
| Cor Total | 35811.57 | 29 | | | | | |
| R^2 | 0.9700 | | | | | | |
| Adj R^2 | 0.9420 | | | | | | |
| Pred R^2 | 0.8996 | | | | | | |

Les probabilités normales des résidus du modèle de l'effort tangentiel sont présentées dans la figure IV.5. On peut constater que les résidus tracent à peu près une ligne droite, ceci nous permet donc de dire qu'ils suivent une loi normale.


Figure IV.5 Probabilités normales des résidus de l'effort tangentiel (F_z).

Les courbes des valeurs expérimentales et prédites de l'effort tangentiel sont tracées dans la figure IV.6. Il est clair que les deux courbes se confondent et que les divergences observées sont très faibles.

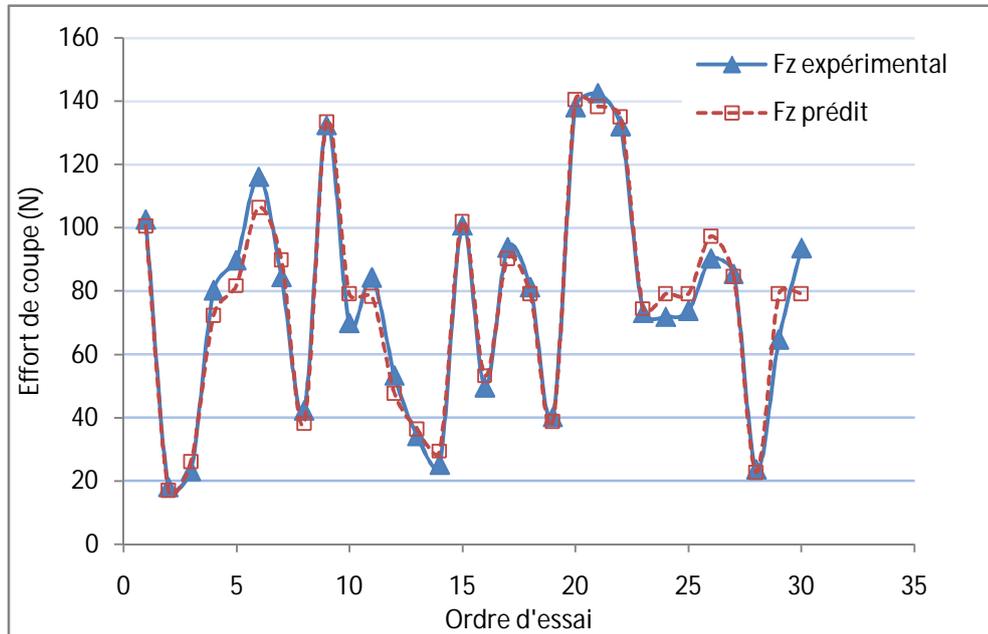


Figure IV.6 Comparaison entre les valeurs expérimentales et prédites de l'effort tangentiel.

IV.3.4 Rugosité de surface (R_a)

En ce qui concerne la rugosité de surface, le modèle sélectionné et qui s'adapte bien aux données expérimentales est le modèle linéaire avec interactions. Les résultats donnés par l'analyse de la variance présentés dans le tableau IV.6, indiquent que le rayon du bec et l'avance sont les termes les plus significatifs avec les contributions respectives (41.83 et 35.39) %. La profondeur de la passe semble être significative avec une plus petite contribution (3.22%), tandis que la vitesse de coupe n'affecte pas la rugosité de surface. Un résultat semblable a été obtenu par Aslan et autres [ASL 07] en tournage dur de l'acier AISI 4140 (63 HRC) avec un outil en céramique mixte.

Les interactions $ap \times r$ et $f \times r$ ont des effets significatifs avec 9.64 % et 7.31 % de contributions respectivement. Le coefficient de détermination du modèle R^2 est 0.938. Le R^2 prédit est de 0.833 et le R^2 ajusté est de 0.906.

Tableau IV.6 Analyse de la variance de la rugosité de surface (Ra)

| Source | SS | DF | MS | F-Value | P-value | Observation | Cont. % |
|-------------|----------|----|----------|---------|----------|------------------|---------|
| Model | 0.99 | 10 | 0.099 | 29.09 | < 0.0001 | significatif | |
| A-Vc | 2.450E-3 | 1 | 2.450E-3 | 0.72 | 0.4075 | non significatif | 0.25 |
| B-ap | 0.032 | 1 | 0.032 | 9.40 | 0.0064 | significatif | 3.22 |
| C-f | 0.35 | 1 | 0.35 | 103.30 | < 0.0001 | significatif | 35.39 |
| D-r | 0.42 | 1 | 0.42 | 122.13 | < 0.0001 | significatif | 41.83 |
| AB | 0.000 | 1 | 0.000 | 0.000 | 1.0000 | non significatif | 0.00 |
| AC | 8.100E-3 | 1 | 8.100E-3 | 2.37 | 0.1400 | non significatif | 0.81 |
| AD | 3.025E-3 | 1 | 3.025E-3 | 0.89 | 0.3584 | non significatif | 0.30 |
| BC | 9.025E-3 | 1 | 9.025E-3 | 2.64 | 0.1205 | non significatif | 0.91 |
| BD | 0.096 | 1 | 0.096 | 28.14 | < 0.0001 | significatif | 9.64 |
| CD | 0.073 | 1 | 0.073 | 21.35 | 0.0002 | significatif | 7.31 |
| Residual | 0.065 | 19 | 3.415E-3 | | | | 0.34 |
| Lack of Fit | 0.058 | 14 | 4.158E-3 | 3.11 | 0.1082 | non significatif | |
| Pure Error | 6.683E-3 | 5 | 1.337E-3 | | | | |
| Cor Total | 1.06 | 29 | | | | | |

| | |
|------------|--------|
| R^2 | 0.9387 |
| Adj R^2 | 0.9064 |
| Pred R^2 | 0.8335 |

L'équation finale en termes de facteurs réel est donnée comme suit :

$$Ra = -0.049 + 2.242 \times 10^3 Vc - 3.618ap + 12.479f + 0.051r - 0.015Vc \times f - 6.875 \times 10^{-4} Vc \times r + 7.917ap \times f + 1.938ap \times r - 5.625f \times r \quad (IV.17)$$

L'efficacité du modèle de la rugosité de surface est visualisée graphiquement dans la figure IV.7. D'après cette figure, on constate que les termes d'erreur suivent une loi normale.

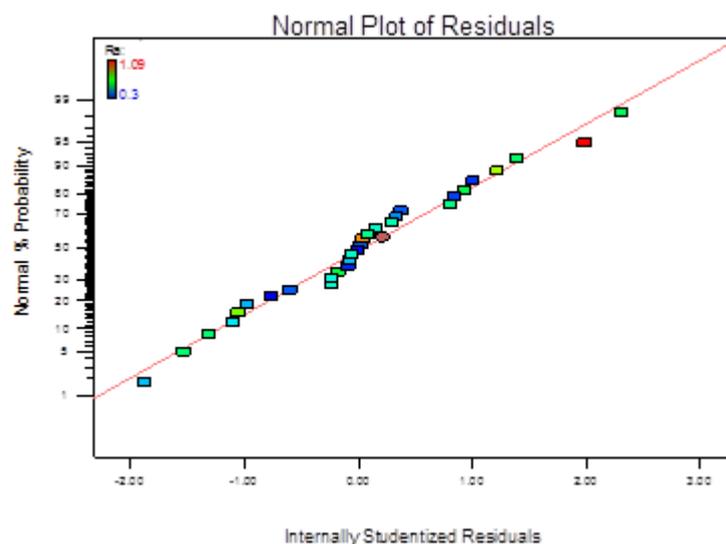


Figure IV.7 Probabilités normales des résidus de la rugosité de surface.

Les courbes des valeurs expérimentales et prédites de la rugosité de surface sont dessinées dans la figure IV.8. D'après cette figure on constate que la forme de la courbe des valeurs prédites épouse la forme la courbes des valeurs expérimentales excepté quelques points d'essai où nous pouvons noter des petites divergences.

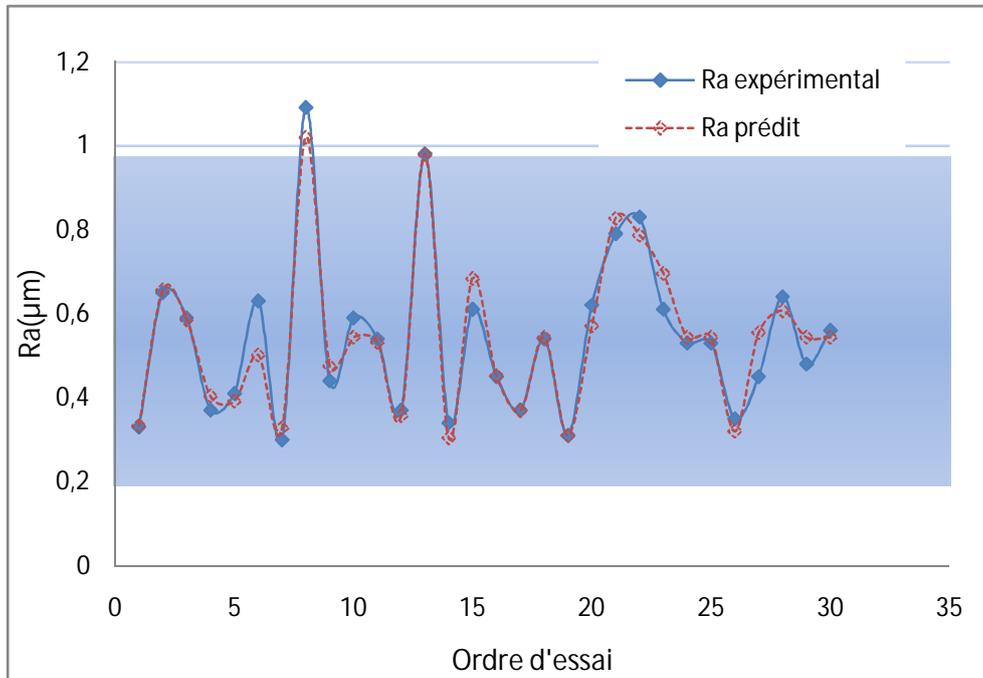


Figure IV. 8 Comparaison entre les valeurs expérimentales et prédites de la rugosité de surface.

IV.4 Analyse des graphiques de la surface de réponse

IV.4.1 Efforts de coupe

L'évolution de l'effort axial en fonction de la profondeur passe et de la vitesse de coupe est tracée dans les figures IV.9a et IV.9b. Il est montré que l'effort axial est considérablement influencé par la profondeur de passe, mais quand la vitesse de coupe augmente cette influence est réduite. Ceci pourrait être expliqué par l'augmentation de la température de coupe qui rend le matériau usiné plus ductile. Le graphe de contours que présente la figure IV.9b, permet de visualiser les points ayant la même réponse en les joignant par une ligne.

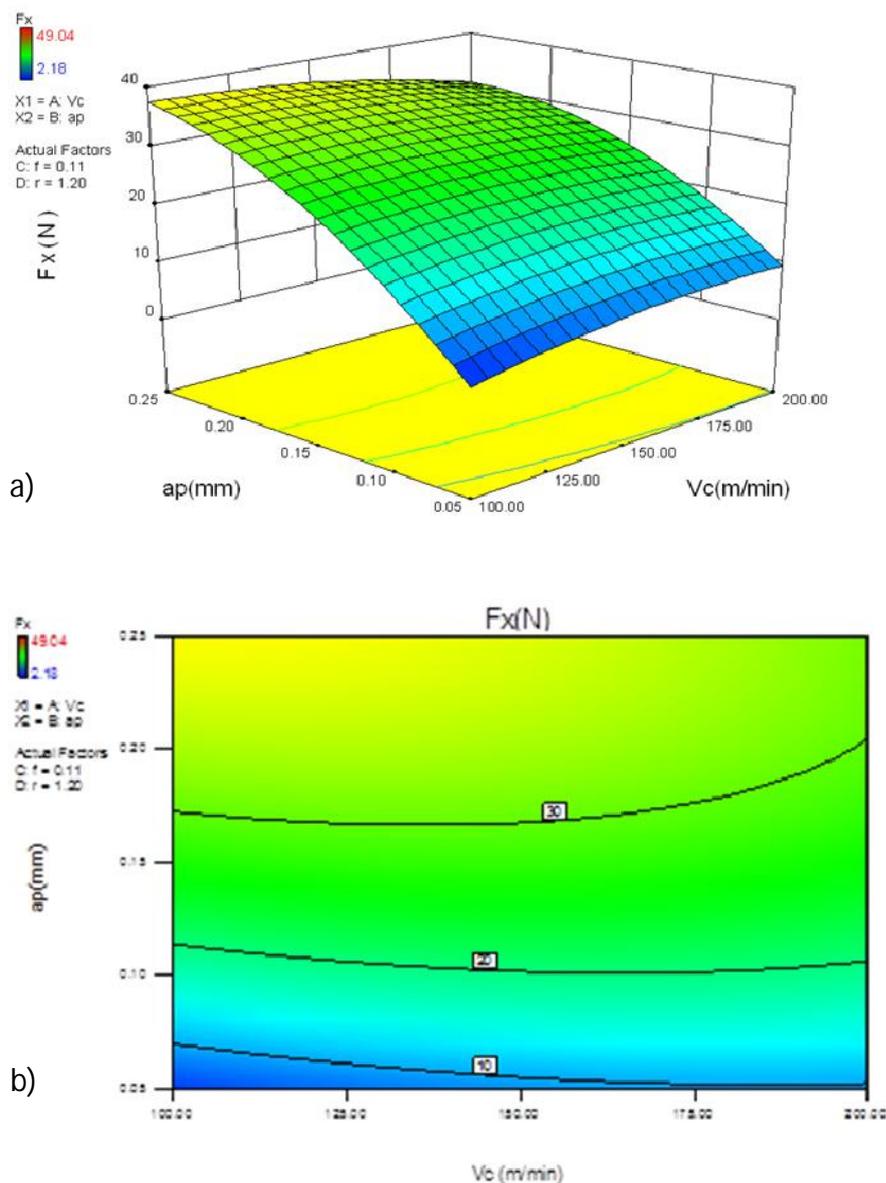


Figure IV.9 Effet de la profondeur de passe et la vitesse de coupe sur l'effort axial a) Graphique 3D, b) Graphique de contours.

L'effet de l'interaction de la profondeur de passe et de l'avance sur la l'effort radial est présentés dans les figure IV.10a IV.10b. Ces figures mettent en évidence que l'effort radial augmente avec l'augmentation de la profondeur de passe jusqu'à atteindre sa valeur maximale autour du niveau moyen de la profondeur de passe avec une avance de 0.14 mm/rev. Puis, il diminue en augmentant la profondeur de passe. En plus, nous pouvons observer que l'utilisation d'une avance de 0.11 mm/rev fait diminuer les valeurs de l'effort radial et ce quelque soit la profondeur de passe. Il a été déduit précédemment que la profondeur de passe et l'avance sont statistiquement significatives.

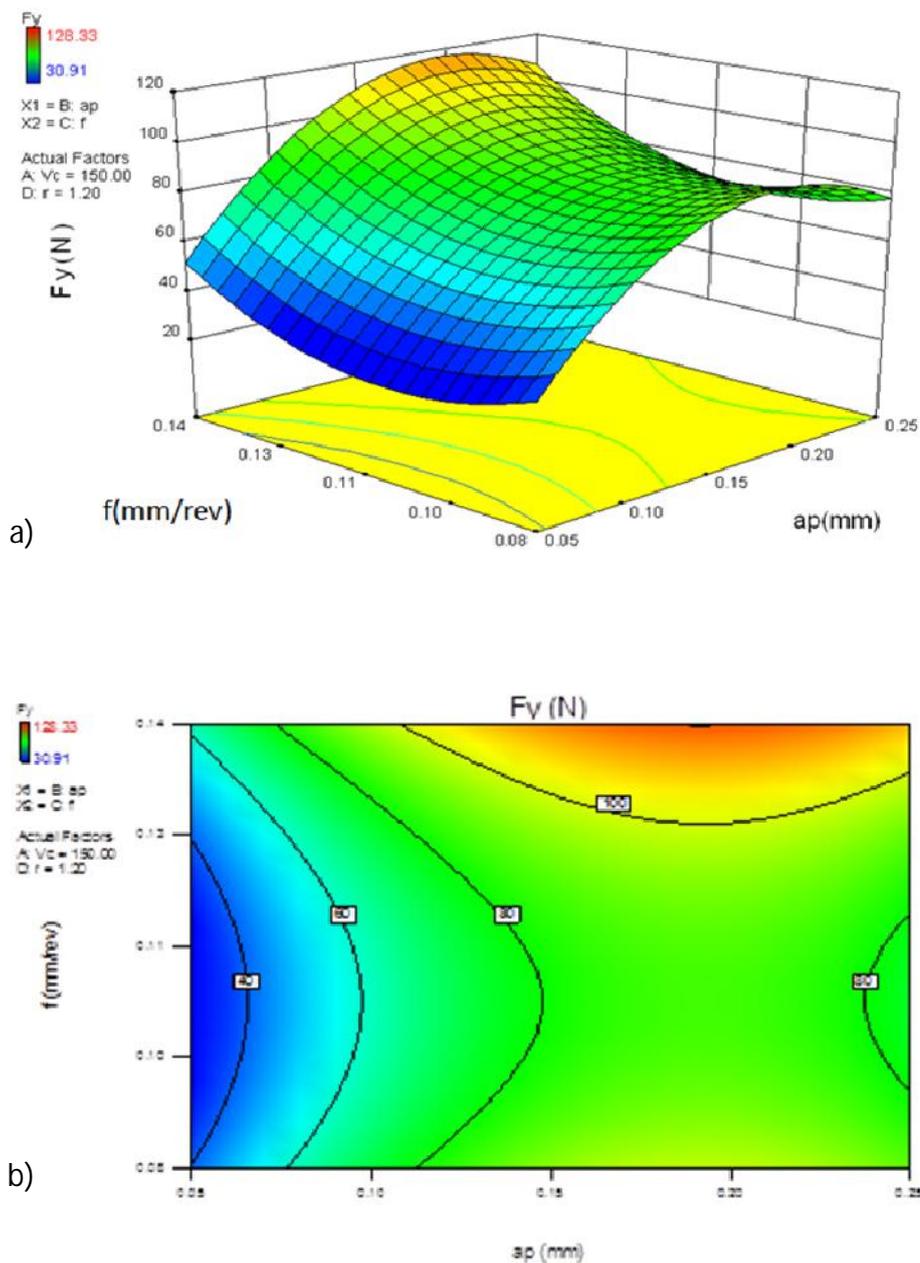


Figure IV.10 Effet de la profondeur de passe et l'avance sur l'effort radial
 a) Graphique 3D, b) Graphique de contours.

Les relations entre l'effort tangentiel, la profondeur de passe et l'avance sont visualisées dans les figures IV.11a et IV.11b. Comme il a été prévu, on remarque que l'effort tangentiel augmente avec l'augmentation de la profondeur de passe et de l'avance. Ceci est dû à l'élargissement de la section de coupe. Aussi, on peut déduire que l'influence de la profondeur de passe est plus importante, et ce à partir de la pente de la variation de l'effort tangentiel suivant l'axe ap . Le graphe de contour montre les lignes des valeurs maximales, intermédiaires et minimales.

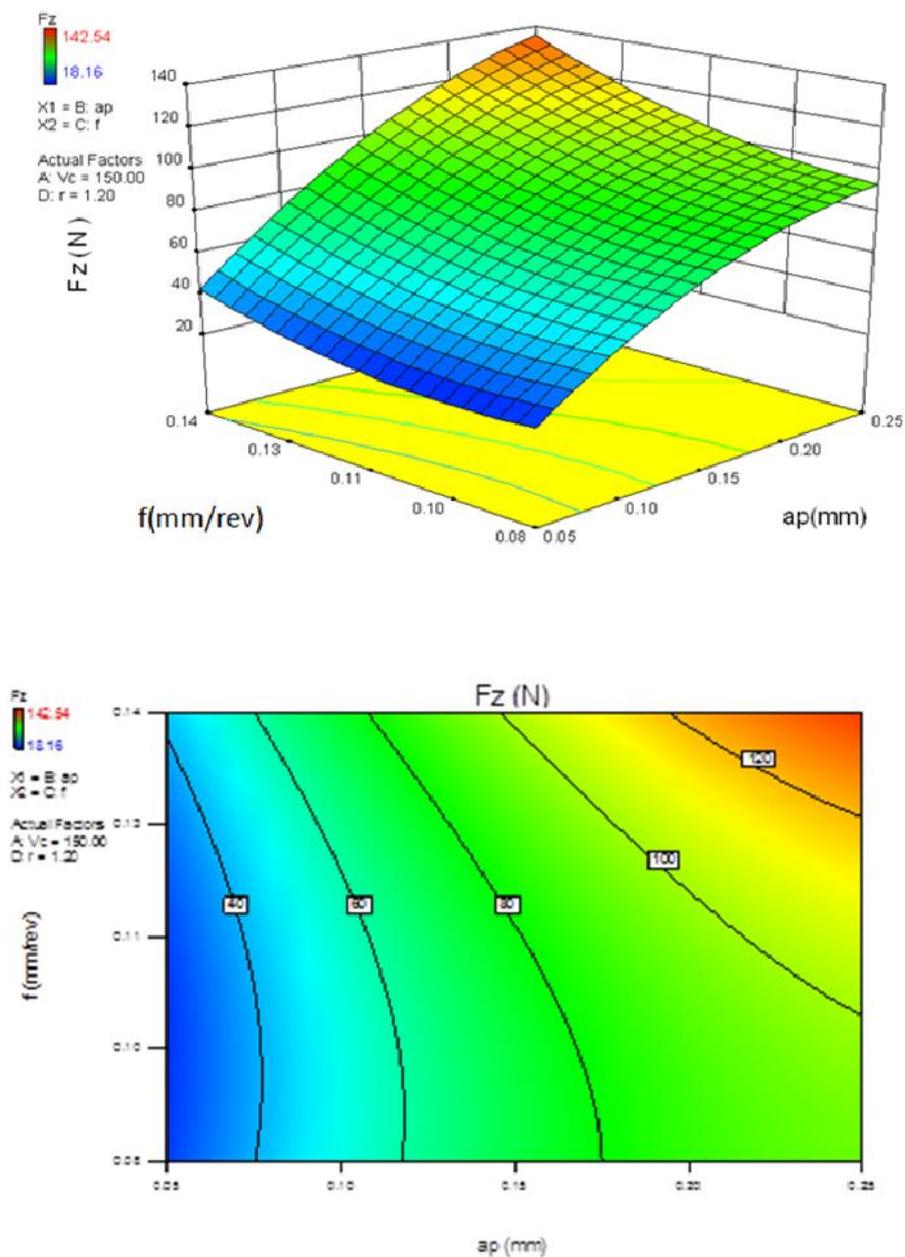


Figure IV.11 Effet de la profondeur de passe et l'avance sur l'effort tangentiel
 a) Graphique 3D, b) Graphique de contours

La figure IV.12 illustre l'évolution des composantes de l'effort de coupe à différentes valeurs de profondeur de passe, où il est aussi indiqué le ratio correspondant à l'effort radial sur l'effort tangentiel (F_y/F_z). On constate qu'à la petite valeur de profondeur de passe de 0.05mm l'effort radial est le prédominant avec un ratio de 1.36. Mais lorsque la profondeur de passe atteint 0.25 mm, l'effort tangentiel devient supérieur avec un ratio de 0.62.

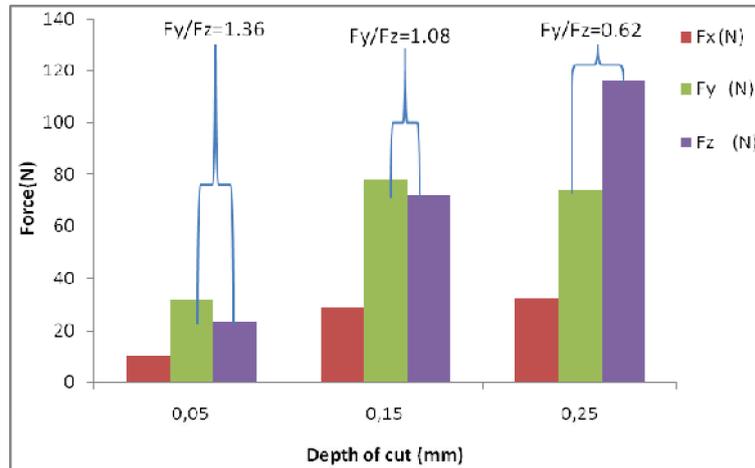


Figure IV.12 Effet de la profondeur de passe sur les composantes de l'effort de coupe à des niveaux moyens de (V_c , f et r).

IV.4.2 Rugosité de surface (R_a)

Selon la figure IV.13, on peut observer que l'utilisation d'une petite valeur d'avance avec un grand rayon de bec d'outil donne les plus petites valeurs de rugosité de surface. Benga et Abrao [BEN 03] ont rapporté qu'aux petites avances, les distances entre les crêtes et les creux des traces de l'avance sont petites. Cependant, l'utilisation d'une grande avance avec un petit rayon du bec mène à élévation des valeurs de la rugosité.

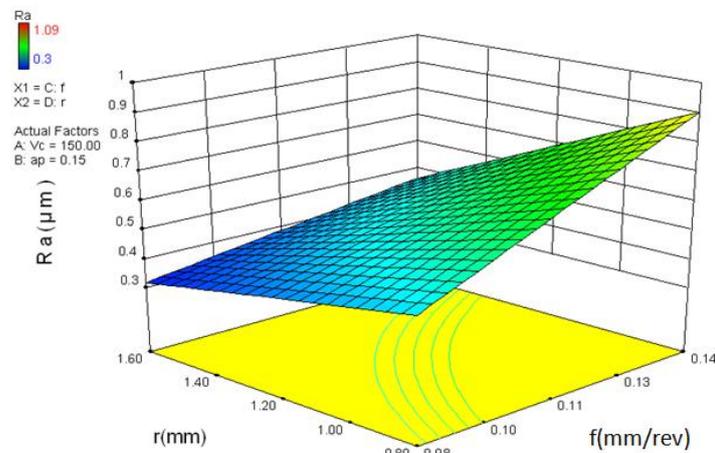


Figure IV.13 Effet du rayon du bec et l'avance sur la rugosité de surface

L'effet du rayon du bec de l'outil et de la profondeur de passe sur la rugosité de surface sont illustrés dans la figure IV.14a et VI.14b. Nous pouvons observer que des valeurs élevées de rugosité de surface sont obtenues en utilisant une petite profondeur de passe, particulièrement avec un rayon de bec de 0.8 mm. Ceci peut être attribué au phénomène d'écoulement latéral du matériau usiné, qui est caractérisé par l'augmentation de la température et de la pression spécifique dans la zone de coupe, dû à l'emploi d'une petite épaisseur du copeau non déformé. Selon Kishawy [KIS 99], ce phénomène consiste à l'écrasement de la matière usinée par l'outil, induisant ainsi à sa détérioration. Les figures IV.15a et IV.15b montrent les topographies des surfaces usinées en utilisant une avance de 0.8 mm et avec deux valeurs de profondeur de passe (0.05 et 0.25mm) respectivement.

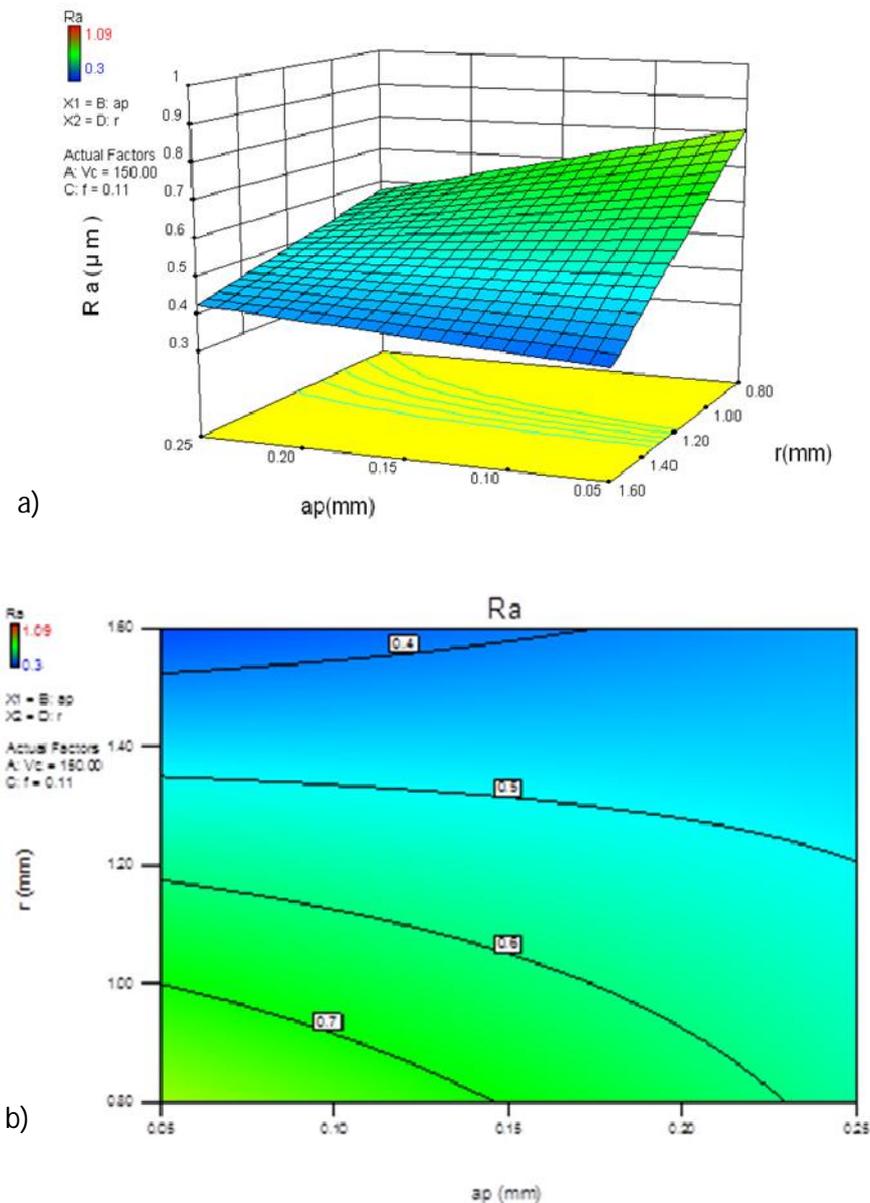


Figure IV.14 Effet du rayon de bec et de la profondeur de passe sur la rugosité de surface. a) Graphique 3D, b) Graphique de contours

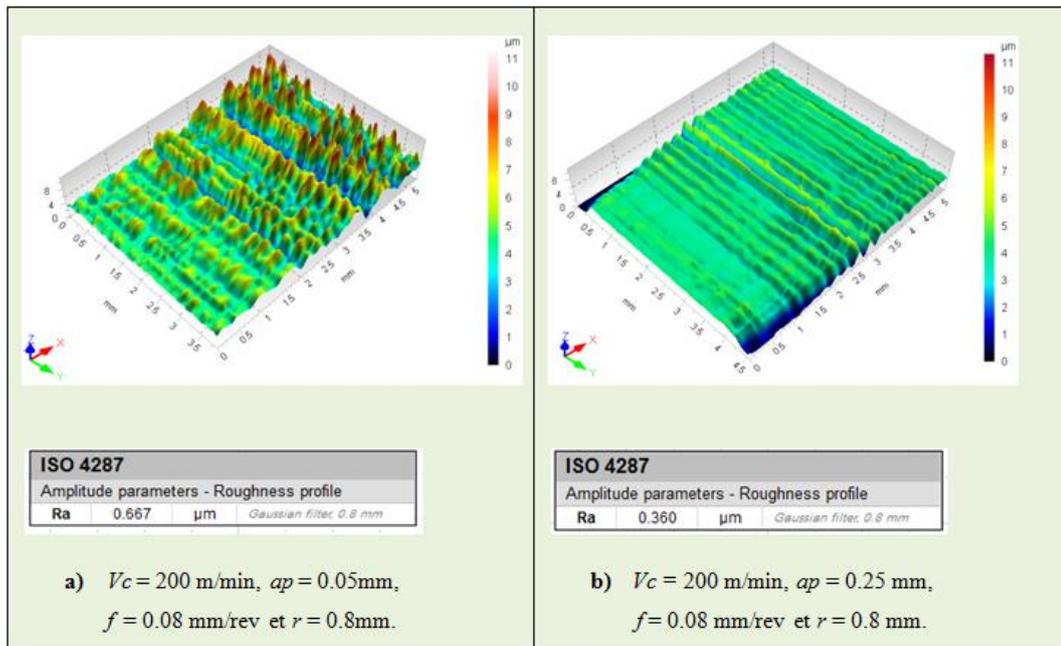


Figure IV.15 Topographies de l'acier 100 Cr6 usiné par un outil en céramique mixte.

Afin de bien illustrer la comparaison des deux surfaces, une partie de la surface (a) est superposé sur la surface (b) de telle manière que les traces de l'avance de l'outil des deux surfaces soient parallèles (Figure IV.16). Nous pouvons observer que les sillons de la surface (a) sont plus hauts que celles de la surface (b) due à l'accumulation de matière. Ce volume additionnel de matériau écrasé presse sur la face de dépouille de l'outil, ce qui pourrait contribuer à la dominance de l'effort radial lorsqu'une petite profondeur de passe est employée. Il est à noter que le ratio (F_y / F_z) de la surface (a) est 4 fois plus grand que celui de la surface (b).

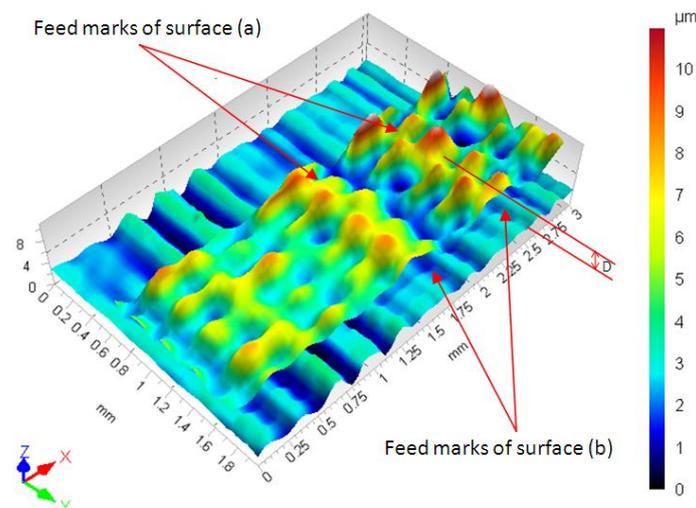


Figure IV.16 Comparaison entre les topographies de la surface (a) et de la surface (b).

IV.5 Confirmation des modèles

La fiabilité des modèles mathématiques développés est testée en réalisant trois nouveaux essais. Les conditions des essais de confirmation ont été choisies de façon qu'ils soient dans les gammes (définies auparavant) de la variation des facteurs. Le tableau IV.7 présente le pourcentage de l'erreur entre les valeurs expérimentales et leurs correspondantes valeurs prédites obtenues à partir des équations (IV.14-IV.17). La divergence maximale (16.72%) a été trouvée entre la valeur de l'effort de coupe axial (3.05 N) et la valeur prédite (3.56 N), ce qui est négligeables comparé aux valeurs de l'effort radial et tangentiel. Tandis que des petites divergences sont enregistrées par les modèles de l'effort de coupe radial et tangentiel, ainsi que celui de la rugosité de surface. En conséquence, les modèles mathématiques peuvent être employés pour prédire efficacement les composantes de l'effort de coupe et la rugosité de surface pour n'importe quelle combinaison de vitesse de coupe, d'avance, de profondeur de passe et de rayon de bec d'outil variant dans les limites adoptées. Le pourcentage d'erreur est calculé de la façon suivante :

$$\%d'erreur = \left(\frac{\text{valeurprédite} - \text{Valeur expérimentale}}{\text{valeur expérimentale}} \right) \times 100 \quad (\text{IV.18})$$

Tableau IV.7 Résultats des essais de confirmation

| Essai | V_c (m/min) | ap (mm) | f (mm/rev) | r (mm) | Réponse | Expérimentale | Prédite | Erreur (%) |
|-------|------------------|--------------|-----------------|-------------|-------------------------|---------------|---------|---------------|
| 1 | 115.4 | 0.05 | 0.09 | 1.60 | F_x (N) | 3.05 | 3.56 | 16.72 |
| 2 | 131.9 | 0.20 | 0.09 | 0.80 | | 35.12 | 35.19 | 0.20 |
| 3 | 160.9 | 0.10 | 0.12 | 1.20 | | 20.29 | 21.11 | 4.03 |
| 1 | 115.4 | 0.05 | 0.09 | 1.60 | F_y (N) | 40.13 | 39.80 | -0.82 |
| 2 | 131.9 | 0.20 | 0.09 | 0.80 | | 81.02 | 81.45 | 0.53 |
| 3 | 160.9 | 0.10 | 0.12 | 1.20 | | 69.12 | 69.08 | -0.05 |
| 1 | 115.4 | 0.05 | 0.09 | 1.60 | F_z (N) | 31.21 | 34.23 | 9.69 |
| 2 | 131.9 | 0.20 | 0.09 | 0.80 | | 84.23 | 85.75 | 1.80 |
| 3 | 160.9 | 0.10 | 0.12 | 1.20 | | 58.32 | 60.25 | 3.31 |
| 1 | 115.4 | 0.05 | 0.09 | 1.60 | R_a (μm) | 0.34 | 0.33 | -2.78 |
| 2 | 131.9 | 0.20 | 0.09 | 0.80 | | 0.48 | 0.48 | 0.68 |
| 3 | 160.9 | 0.10 | 0.12 | 1.20 | | 0.64 | 0.60 | -5.78 |

IV.6 Optimisation

Une optimisation multiobjectif a été réalisée à fin de minimiser la rugosité de surface et les efforts de coupe. L'approche de fonction de désirabilité a été employée pour l'optimisation multiple des réponses (F_x , F_y , F_z et R_a). On cherche par le processus d'optimisation des combinaisons des niveaux de facteurs qui satisfont simultanément les buts désirés.

Pour l'optimisation simultanée, chaque réponse doit avoir une valeur basse et élevée assignée à chaque but. Lors de l'optimisation, le logiciel propose pour chaque réponse cinq choix pour définir le but désiré. Sur la feuille de travail, le champ de "but" doit être donc rempli par un des choix suivants :

- « aucun » ;
- « maximum » ;
- « minimum » ;
- « cible » ;
- « dans la gamme ».

Les significations des paramètres de but sont :

Maximum:

$d_i = 0$ si la réponse $<$ la valeur basse

$0 \leq d_i \leq 1$ si la réponse varie de la valeur basse à la valeur haute

$d_i = 1$ si la réponse $>$ la valeur élevée

Minimum:

$d_i = 1$ si la réponse $<$ la valeur basse

$1 \geq d_i \geq 0$ si la réponse varie de la valeur basse à la valeur haute

$d_i = 0$ si la réponse $>$ la valeur élevée

Cible:

$d_i = 0$ si la réponse $<$ la valeur basse

$0 \leq d_i \leq 1$ si la réponse varie de la valeur basse à la valeur cible

$1 \geq d_i \geq 0$ si la réponse varie de la valeur cible à la valeur élevée

$d_i = 0$ si la réponse $>$ la valeur élevée

Dans la gamme:

$d_i = 0$ si la réponse $<$ la valeur basse

$d_i = 1$ si la réponse varie de la valeur basse à la valeur haute

$d_i = 0$ si la réponse $>$ la valeur élevée

Les fonctions de désirabilité d_i des réponses ayant un but " dans la gamme " sont inclus dans le produit de la fonction de désirabilité globale « D », mais ne sont pas comptés dans le déterminant « n » soit :

$$D(x) = [d_1(Y_1(x)) \cdot d_2(Y_2(x)) \dots d_n(Y_n(x))]^{1/n} = (\prod_{i=1}^n d_i)^{1/n} \quad (IV.19)$$

Si le but sélectionné est « aucun », la réponse ne sera pas prise en compte dans l'optimisation. Le tableau IV.8 récapitule les contraintes appliquées pendant le processus d'optimisation concernant notre étude.

Tableau IV.8 Contraintes d'optimisation

| Nom | Objectif | Limite | |
|------------------------|---------------|------------|------------|
| | | Inférieure | Supérieure |
| V_c (m/min) | dans la gamme | 100 | 200 |
| ap (mm) | dans la gamme | 0.05 | 0.25 |
| f (mm/rev) | dans la gamme | 0.08 | 0.14 |
| r (mm) | dans la gamme | 0.8 | 1.6 |
| F_x (N) | minimisé | 2.18 | 49.04 |
| F_y (N) | minimisé | 30.91 | 128.33 |
| F_z (N) | minimisé | 18.16 | 142.54 |
| Ra (μm) | minimisé | 0.3 | 1.09 |

Les solutions optimales sont rapportées dans le tableau IV.9 dans un ordre de désirabilité décroissant.

Tableau IV.9 Solutions d'optimisation

| N° | V_c (m/min) | ap (mm) | f (mm/rev) | r (mm) | F_x (N) | F_y (N) | F_z (N) | Ra (μm) | Désirabilité |
|----|------------------|--------------|-----------------|-------------|--------------|--------------|--------------|---------------------------|--------------|
| 1 | 115.40 | 0.05 | 0.09 | 1.60 | 2.18 | 39.62 | 33.05 | 0.33 | 0.937 |
| 2 | 116.08 | 0.05 | 0.09 | 1.60 | 2.19 | 39.21 | 33.36 | 0.33 | 0.937 |
| 3 | 114.22 | 0.05 | 0.09 | 1.60 | 2.18 | 40.45 | 32.48 | 0.33 | 0.937 |
| 4 | 115.00 | 0.05 | 0.09 | 1.60 | 2.18 | 39.87 | 32.93 | 0.33 | 0.937 |
| 5 | 116.79 | 0.05 | 0.09 | 1.60 | 2.25 | 39.08 | 33.44 | 0.33 | 0.936 |
| 6 | 118.29 | 0.05 | 0.09 | 1.60 | 2.30 | 38.21 | 34.20 | 0.34 | 0.936 |

La figure IV.17 présente la barre analogique des désirabilités des conditions de coupe et les réponses ainsi que les désirabilités combinés =0.9878.

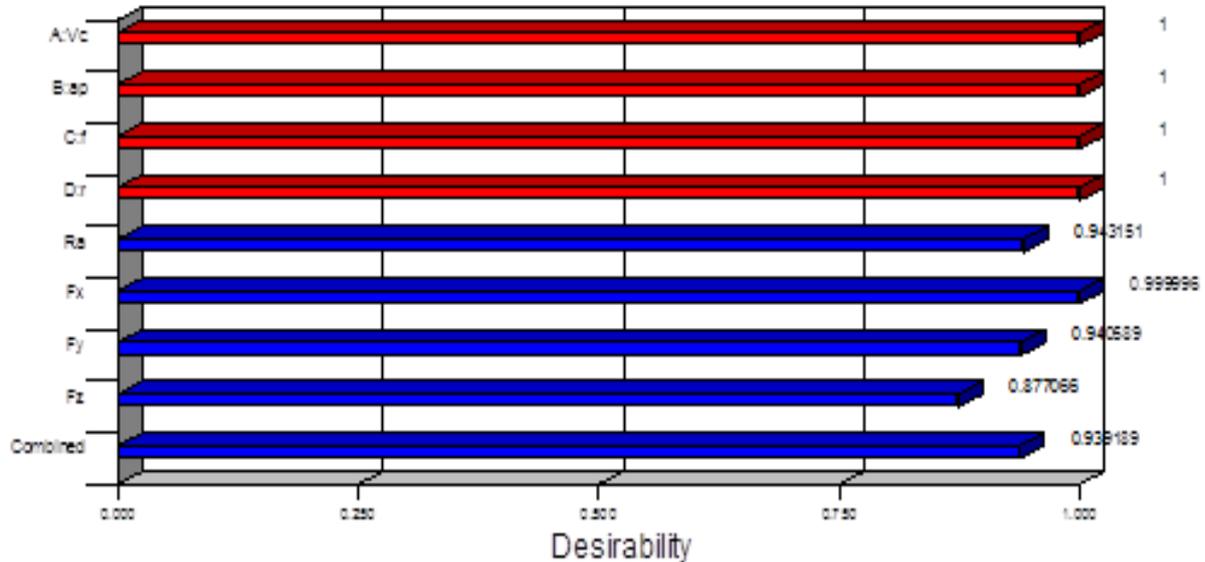


Figure IV.17 Barres analogiques des désirabilités des conditions de coupe et des réponses ainsi que les désirabilités combinés = 0.987.

IV.7 Conclusion

Les résultats obtenus ci-dessus, nous ont permis de mettre en évidence les conclusions suivantes:

1. D'après les résultats de l'analyse de la variance il a été révélé que la profondeur de passe est le paramètre principal affectant les composantes de l'effort de coupe, suivie de l'avance avec une plus petite contribution. Tandis que l'effet de la vitesse de coupe n'a pas été trouvé significatif, et que le rayon du bec de l'outil influence seulement l'effort radial. En outre, il a été indiqué que l'interaction $Vc \times ap$ est significative sur l'effort axial, et que le terme quadratique $ap \times ap$ est particulièrement significatif sur l'effort radial.
2. Lors de l'emploi des petites valeurs de profondeur de passe et d'avance, la pression exercée par le matériau écrasé sur la face de dépouille de l'outil peut contribuer à la dominance de l'effort radial. Réciproquement, l'augmentation de la profondeur de coupe conduit à la diminution de l'effet de l'écrasement du matériau et par conséquent à la dominance de l'effort tangentiel.

3. La meilleure rugosité de surface est obtenue en employant une petite avance et un grand rayon de bec. Aussi, il a été révélé que l'utilisation d'une profondeur de passe de 0.05 mm avec un rayon de bec de 0.8 mm induit à des valeurs de rugosité de surface élevées dus au phénomène de refoulement de la matière.
4. Des petits écarts ont été observés entre les valeurs obtenues par les essais de confirmation et ceux obtenues par les modèles. Par conséquent, les modèles de surface de réponse peuvent être employés pour prédire les efforts de coupe et la rugosité de surface en variant les conditions de coupe dans les gammes des conditions de coupe adaptées.
5. Le processus d'optimisation a été fait dans le but de minimiser la rugosité de surface et les efforts de coupe. Il a conduit aux combinaisons de facteurs suivantes : $ap = 0.05$ mm, $f = 0.09$ mm/rev, $r = 1.6$ mm et V_c variant de 115.40 à 118.29 m/min.
6. La plateforme optique de métrologie est un outil important dans l'investigation de la rugosité de surface grâce aux cartes topographiques tridimensionnelles produites des surfaces usinées.

CHAPITRE V

ANALYSE DES EFFETS DES CONDITIONS D'USINAGE SUR LA VIBRATION DE L'OUTIL ET CORRELATION AVEC LA RUGOSITE

V.1 Introduction

Dans ce chapitre nous exposons les résultats de l'analyse des effets des paramètres de l'usinage sur la vibration de l'outil de coupe. L'objectif de cette analyse est de comprendre le comportement vibratoire de l'outil, et d'établir une corrélation entre ce dernier et la rugosité de surface de l'acier 100 Cr6 usiné avec un outil en céramique mixte. La méthodologie de surface de réponse a été employée pour la modélisation de la vibration de l'outil dans la direction radiale (A_y) et tangentielle (A_z). Entre autre, La vibration de l'outil a été introduite dans la modélisation de la rugosité de surface en plus de la vitesse de coupe, la profondeur de passe, l'avance et le rayon du bec de l'outil. Le modèle obtenu a été comparé avec celui dépendant que des paramètres de coupe. La signification des différents facteurs sur la rugosité de surface et la vibration de l'outil a été établie en appliquant l'analyse de la variance (ANOVA).

V.2 Résultats expérimentaux de la vibration de l'outil et la rugosité de surface du plan composite centré CCD

Les réponses étudiées, qui sont les vibrations de l'outil dans la direction radiale (A_y) et tangentielle (A_z), ont été mesurées en même temps de la mesure des réponses (F_x , F_y , F_z) examinées dans le précédent chapitre. Nous rappelons que les essais expérimentaux ont été réalisés selon un plan composite à face centrée incluant en total 30 essais. Les paramètres pris en considération sont la vitesse de coupe (V_c), la profondeur de passe (ap), l'avance (f) et le rayon du bec de l'outil (r). A partir des résultats du tableau V.1 nous présentons les gammes de variation des différentes réponses avec les conditions de coupe qui les correspondent :

- ✓ A_y (min) = 0.12 m/s² ($V_c = 100$ m/min, $ap = 0.25$ mm, $f = 0.14$ mm/rev, $r = 0.8$ mm) avec $Ra = 0.79$ μ m
- ✓ A_y (max) = 1.41 m/s² ($V_c = 200$ m/min, $ap = 0.05$ mm, $f = 0.14$ mm/rev, $r = 0.8$ mm) avec $Ra = 0.98$ μ m
- ✓ A_z (min) = 0.37 m/s² ($V_c = 200$ m/min, $ap = 0.25$ mm, $f = 0.08$ mm/rev, $r = 1.6$ mm) avec $Ra = 0.3$ μ m
- ✓ A_z (max) = 1.42 m/s² ($V_c = 200$ m/min, $ap = 0.15$ mm, $f = 0.11$ mm/rev, $r = 1.2$ mm) avec $Ra = 0.54$ μ m
- ✓ Ra (min) = 0.30 μ m ($V_c = 200$ m/min, $ap = 0.25$ mm, $f = 0.08$ mm/rev, $r = 1.6$ mm) avec ($A_z = 0.37$ m/s² et $A_y = 0.27$ m/s²)
- ✓ Ra (max) = 1.09 μ m ($V_c = 100$ m/min, $ap = 0.05$ mm, $f = 0.14$ mm/rev, $r = 0.8$ mm) avec ($A_z = 0.56$ m/s² et $A_y = 0.39$ m/s²)

Tableau V.1 Résultats de la vibration de l'outil et la rugosité de surface du plan CCD

| Essai | Variables d'entrée | | | | Réponses | | |
|-------|--------------------|--------------|-----------------|-------------|------------------------------|------------------------------|--------------------|
| | V_c (m/min) | ap (mm) | f (mm/rev) | r (mm) | A_y (m/s ²) | A_z (m/s ²) | Ra (μ m) |
| 1 | 200 | 0.25 | 0.14 | 0.8 | 0.53 | 0.56 | 0.83 |
| 2 | 150 | 0.15 | 0.11 | 1.2 | 0.55 | 0.62 | 0.59 |
| 3 | 100 | 0.05 | 0.08 | 0.8 | 0.75 | 0.69 | 0.64 |
| 4 | 100 | 0.05 | 0.14 | 0.8 | 0.39 | 0.56 | 1.09 |
| 5 | 100 | 0.25 | 0.08 | 1.6 | 0.22 | 0.42 | 0.33 |
| 6 | 150 | 0.15 | 0.11 | 1.2 | 0.63 | 0.8 | 0.54 |
| 7 | 100 | 0.25 | 0.08 | 0.8 | 0.14 | 0.48 | 0.35 |
| 8 | 100 | 0.25 | 0.14 | 1.6 | 0.17 | 0.38 | 0.62 |
| 9 | 100 | 0.05 | 0.14 | 1.6 | 0.71 | 0.52 | 0.45 |
| 10 | 200 | 0.25 | 0.14 | 1.6 | 0.53 | 0.46 | 0.44 |
| 11 | 200 | 0.25 | 0.08 | 0.8 | 0.47 | 0.39 | 0.37 |
| 12 | 200 | 0.05 | 0.08 | 0.8 | 0.8 | 0.63 | 0.65 |
| 13 | 100 | 0.25 | 0.14 | 0.8 | 0.12 | 0.46 | 0.79 |
| 14 | 200 | 0.05 | 0.14 | 0.8 | 1.41 | 1.24 | 0.98 |
| 15 | 150 | 0.15 | 0.11 | 1.2 | 0.63 | 0.74 | 0.53 |
| 16 | 200 | 0.05 | 0.08 | 1.6 | 0.69 | 0.56 | 0.34 |
| 17 | 200 | 0.25 | 0.08 | 1.6 | 0.27 | 0.37 | 0.30 |
| 18 | 150 | 0.15 | 0.11 | 1.2 | 0.99 | 0.71 | 0.53 |
| 19 | 200 | 0.05 | 0.14 | 1.6 | 1.04 | 0.73 | 0.37 |
| 20 | 100 | 0.05 | 0.08 | 1.6 | 0.39 | 0.46 | 0.31 |
| 21 | 150 | 0.15 | 0.14 | 1.2 | 1.04 | 0.67 | 0.61 |
| 22 | 150 | 0.15 | 0.11 | 1.2 | 0.6 | 0.63 | 0.48 |
| 23 | 150 | 0.25 | 0.11 | 1.2 | 0.4 | 0.59 | 0.63 |
| 24 | 100 | 0.15 | 0.11 | 1.2 | 0.86 | 0.82 | 0.45 |
| 25 | 150 | 0.15 | 0.11 | 1.2 | 0.54 | 0.53 | 0.56 |
| 26 | 150 | 0.05 | 0.11 | 1.2 | 0.62 | 0.9 | 0.59 |
| 27 | 150 | 0.15 | 0.11 | 1.6 | 0.63 | 0.6 | 0.41 |
| 28 | 200 | 0.15 | 0.11 | 1.2 | 1.09 | 1.42 | 0.54 |
| 29 | 150 | 0.15 | 0.08 | 1.2 | 0.63 | 0.37 | 0.37 |
| 30 | 150 | 0.15 | 0.11 | 0.8 | 0.63 | 0.48 | 0.61 |

D'une première lecture du tableau V.1 on peut dire que les faibles niveaux vibratoires soit dans la direction radiale ou tangentielle sont obtenus à grande profondeur de passe. Pour la vibration radiale, la valeur minimale A_y (min) est obtenue à faible vitesse de coupe. Aussi, on constate que la différence entre les valeurs de rugosité correspondant respectivement au point minimal et maximal de la vibration radiale est $0.21 \mu\text{m}$. La différence entre les valeurs de rugosité correspondant respectivement au point minimal et maximal de la vibration tangentielle est $0.24 \mu\text{m}$. Ces différences ne sont pas considérées comme importantes sachant que la rugosité de surface varie entre $0.30 \mu\text{m}$ et $1.09 \mu\text{m}$. Réciproquement, en comparant entre les niveaux vibratoires de la valeur minimale Ra (min) et celle maximale Ra (max) de la rugosité de surface, on a trouvé que la différence est de 0.12 m/s^2 dans la direction radiale et 0.19 m/s^2 dans la direction tangentielle. De même, ces différences ne sont pas importantes sachant que les valeurs de la vibration radiale varient dans une marge de 1.29 m/s^2 , et celles de la vibration tangentielle varient dans une marge de 1.05 m/s^2 .

V.3 Modélisation et analyse statistique de la rugosité de surface

Les résultats de l'analyse de la variance du modèle de la rugosité de surface dépendant des paramètres de coupe et de la vibration de l'outil sont présentés dans le tableau V.2. Ces résultats révèlent qu'en plus des termes trouvés significatif dans le modèle incluant seulement les paramètres de coupe, la vibration radiale de l'outil (A_y) est significative avec une contribution de 3.71 %. Les contributions du rayon du bec, l'avance et la profondeur de passe sont respectivement (40.58, 34.33, 3.12) %. Les interactions $ap \times r$ et $f \times r$ ont les contributions de (9.40 et 5.19) % respectivement. Il est à noter que l'introduction de la vibration dans le modèle a amélioré le coefficient de détermination R^2 du modèle jusqu'à 0.971. La figure V.1 montre les contributions des termes significatifs du modèle de la rugosité de surface.

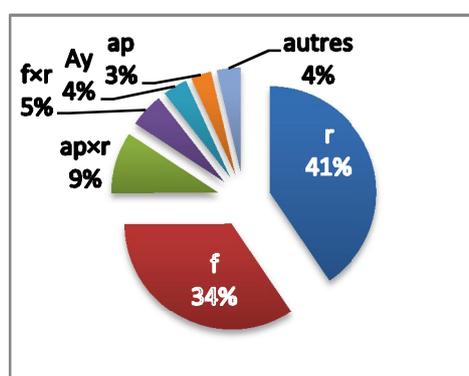


Figure V.1 Contribution des termes significatifs du modèle de la rugosité de surface (Ra).

Tableau V.2 Analyse de la variance du modèle de la rugosité de surface (Ra) incluant la vibration radiale et tangentielle de l'outil de coupe

| Source | DF | SS | MS | F-value | P-value | Cont.% |
|----------------|----|---------|---------|---------|---------|--------|
| Model | 21 | 1.02779 | 0.04894 | 12.76 | 0.000 | |
| Vc | 1 | 0.00245 | 0.00479 | 1.25 | 0.296 | 0.24 |
| ap | 1 | 0.03209 | 0.00017 | 0.04 | 0.840 | 3.12 |
| f | 1 | 0.3528 | 0.00258 | 0.67 | 0.436 | 34.33 |
| r | 1 | 0.41709 | 0.02122 | 5.53 | 0.047 | 40.58 |
| Az | 1 | 0.00067 | 0.00179 | 0.47 | 0.514 | 0.07 |
| Ay | 1 | 0.03813 | 0.01050 | 2.74 | 0.137 | 3.71 |
| $Vc \times ap$ | 1 | 0.00003 | 0.00634 | 1.65 | 0.234 | 0.00 |
| $Vc \times f$ | 1 | 0.00371 | 0.00298 | 0.78 | 0.404 | 0.36 |
| $Vc \times r$ | 1 | 0.00753 | 0.00049 | 0.13 | 0.729 | 0.73 |
| $Vc \times Az$ | 1 | 0.00262 | 0.00000 | 0.00 | 0.996 | 0.25 |
| $Vc \times Ay$ | 1 | 0.00000 | 0.00607 | 1.58 | 0.244 | 0.00 |
| $ap \times f$ | 1 | 0.00801 | 0.00090 | 0.24 | 0.640 | 0.78 |
| $ap \times r$ | 1 | 0.09658 | 0.00158 | 0.41 | 0.539 | 9.40 |
| $ap \times Az$ | 1 | 0.00064 | 0.00175 | 0.46 | 0.518 | 0.06 |
| $ap \times Ay$ | 1 | 0.00011 | 0.00253 | 0.66 | 0.440 | 0.01 |
| $f \times r$ | 1 | 0.05331 | 0.01917 | 5.00 | 0.056 | 5.19 |
| $f \times Az$ | 1 | 0.00005 | 0.00001 | 0.00 | 0.961 | 0.00 |
| $f \times Ay$ | 1 | 0.00166 | 0.00426 | 1.11 | 0.323 | 0.16 |
| $r \times Az$ | 1 | 0.00173 | 0.00139 | 0.36 | 0.564 | 0.17 |
| $r \times Ay$ | 1 | 0.00017 | 0.00176 | 0.46 | 0.517 | 0.02 |
| $Az \times Ay$ | 1 | 0.00840 | 0.00840 | 2.19 | 0.177 | 0.82 |
| Residual Error | 8 | 0.03068 | 0.00384 | | | |
| Total | 29 | 1.05847 | | | | |

L'équation finale de la rugosité de surface en termes de facteurs réels est donnée comme suit :

$$\begin{aligned}
 Ra = & -0.895964 - 0.0045 Vc - 2.3236 ap + 16.7492f + 0.5281r + 1.1922Az + 0.9370Ay \\
 & + 0.0129Vc \times ap - 0.0190Vc \times f + 0.0007 Vc \times r + 2.4081 \times 10^{-5} Vc \times Az + 0.0066Vc \\
 & \times Ay - 7.8917ap \times f + 0.8419ap \times r + 1.6446ap \times Az - 1.4124ap \times Ay - 4.9952f \times r \\
 & + 0.5897f \times Az - 4.9433f \times Ay - 0.5385r \times Az - 0.4863r \times Ay - 0.9881Az \times Ay
 \end{aligned} \tag{V.1}$$

V.4 Modélisation et analyse statistique de la vibration de l'outil de coupe

V.4.1 Vibration radiale

Le tableau V.3 présente les résultats de l'analyse de la variance du modèle de la vibration radiale de l'outil (A_y). L'analyse des résultats montre que les termes les plus significatifs sont la vitesse de coupe (V_c) et la profondeur de passe (ap) avec les contributions respectives de (24.59 et 40.43)%. L'avance (f) est également significatif mais avec une contribution inférieure (6.48 %). L'interaction ($ap \times f$) est significative avec la contribution de 8.83 %.

La valeur P de l'inadéquation de l'ajustement est supérieure à 0.05. Par conséquent, on peut dire que le modèle de régression explique en juste la relation fonctionnelle entre les facteurs expérimentaux et la réponse. Le coefficient de corrélation R^2 d'environ 0.844 est considéré bon.

L'équation finale de la vibration radiale en termes de facteurs réels est donnée comme suit :

$$\begin{aligned}
 Ay = & 1.5015 - 0.0224V_c + 7.6269ap - 20.6830f + 2.0932r \\
 & - 0.0069V_c \times ap + 0.0578V_c \times f - 0.0024V_c \times r - 13.9167ap \times f \\
 & + 0.7063ap \times r + 3.0625f \times r + 7.7846 \times 10^{-5}V_c^2 - 27.0386ap^2 \\
 & + 60.6823f^2 - 0.9399r^2
 \end{aligned} \tag{V.2}$$

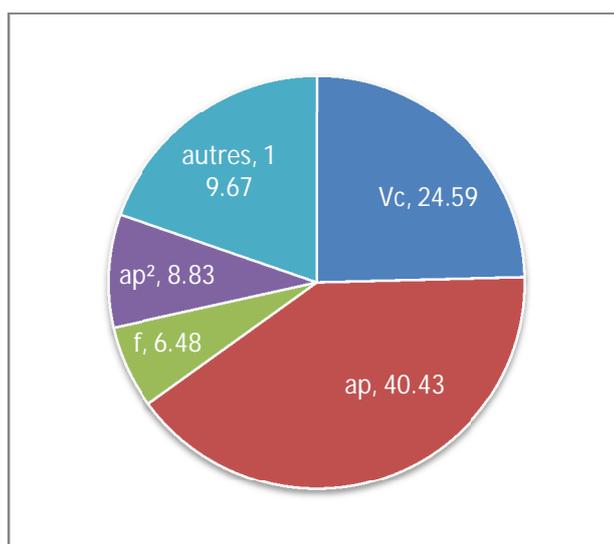


Figure V.2 Contribution des termes significatifs du modèle de la vibration radiale de l'outil de coupe (A_y).

Tableau V.3 Analyse de la variance du modèle de la vibration radiale de l'outil (A_y)

| Source | SS | DF | MS | F-value | P-value | Observation | Cont. % |
|----------------|----------|----|----------|---------|----------|------------------|---------|
| Model | 2.22 | 14 | 0.16 | 5.83 | 0.0008 | significatif | |
| A-Vc | 0.53 | 1 | 0.53 | 19.40 | 0.0005 | significatif | 24.59 |
| B-ap | 0.87 | 1 | 0.87 | 31.91 | < 0.0001 | significatif | 40.43 |
| C-f | 0.14 | 1 | 0.14 | 5.11 | 0.0390 | significatif | 6.48 |
| D-r | 0.019 | 1 | 0.019 | 0.71 | 0.4139 | non significatif | 0.89 |
| AB | 0.019 | 1 | 0.019 | 0.69 | 0.4191 | non significatif | 0.87 |
| AC | 0.12 | 1 | 0.12 | 4.43 | 0.0526 | non significatif | 5.61 |
| AD | 0.037 | 1 | 0.037 | 1.37 | 0.2601 | non significatif | 1.74 |
| BC | 0.028 | 1 | 0.028 | 1.03 | 0.3273 | non significatif | 1.30 |
| BD | 0.013 | 1 | 0.013 | 0.47 | 0.5037 | non significatif | 0.59 |
| CD | 0.022 | 1 | 0.022 | 0.79 | 0.3868 | non significatif | 1.01 |
| A ² | 0.098 | 1 | 0.098 | 3.61 | 0.0769 | non significatif | 4.57 |
| B ² | 0.19 | 1 | 0.19 | 6.97 | 0.0186 | significatif | 8.83 |
| C ² | 7.728E-3 | 1 | 7.728E-3 | 0.28 | 0.6018 | non significatif | 0.36 |
| D ² | 0.059 | 1 | 0.059 | 2.15 | 0.1628 | non significatif | 2.73 |
| Residual | 0.41 | 15 | 0.027 | | | | |
| Lack of Fit | 0.27 | 10 | 0.027 | 0.95 | 0.5606 | non significatif | |
| Pure Error | 0.14 | 5 | 0.028 | | | | |
| Cor Total | 2.63 | 29 | | | | | |

D'après la figure V.3, on constate que les résidus du modèle de la vibration radiale tracent une ligne presque droite. Par conséquent, la normalité de cette réponse est satisfaite.

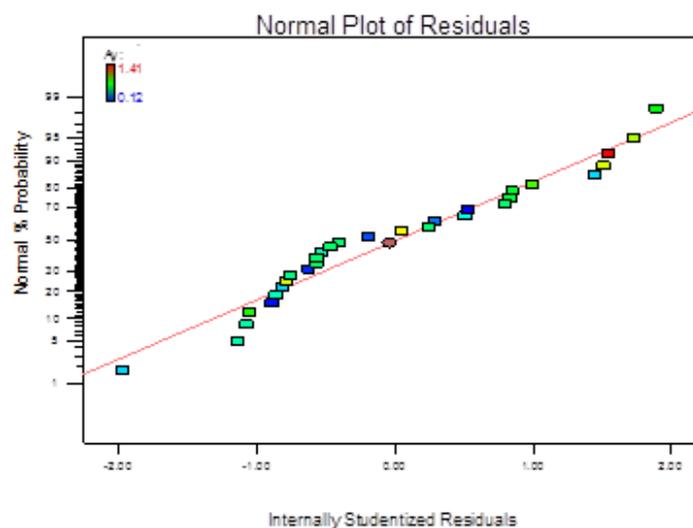


Figure V.3 Probabilités normales des résidus du modèle de la vibration radiale.

a) Analyse des graphiques de vibration radiale

L'évolution de la vibration radiale de l'outil de coupe en fonction de la profondeur passe et la vitesse de coupe est tracée dans les figures V.4a et V.4b. On observe que la vibration radiale est réduite avec l'augmentation de la profondeur de passe, et atteint des valeurs très faibles lorsque la vitesse de coupe est petite. Ceci est confirmé par le graphe de contours qui montre que les valeurs inférieures ou égales à 0.4 m/s^2 s'obtiennent à une profondeur de passe près de 0.25 et une vitesse inférieure à 180 m/min (figure V.4b). Par contre, les valeurs supérieures de la vibration radiale sont mesurées lorsque l'usinage est effectué à une petite profondeur de passe et une grande vitesse de coupe. Ceci pourrait être lié au phénomène de refoulement de matière détecté à petite profondeur de passe, car la matière écrasée par la face de dépouille de l'outil rend l'usinage instable. D'où, nous avons constaté une détérioration de la rugosité de surface.

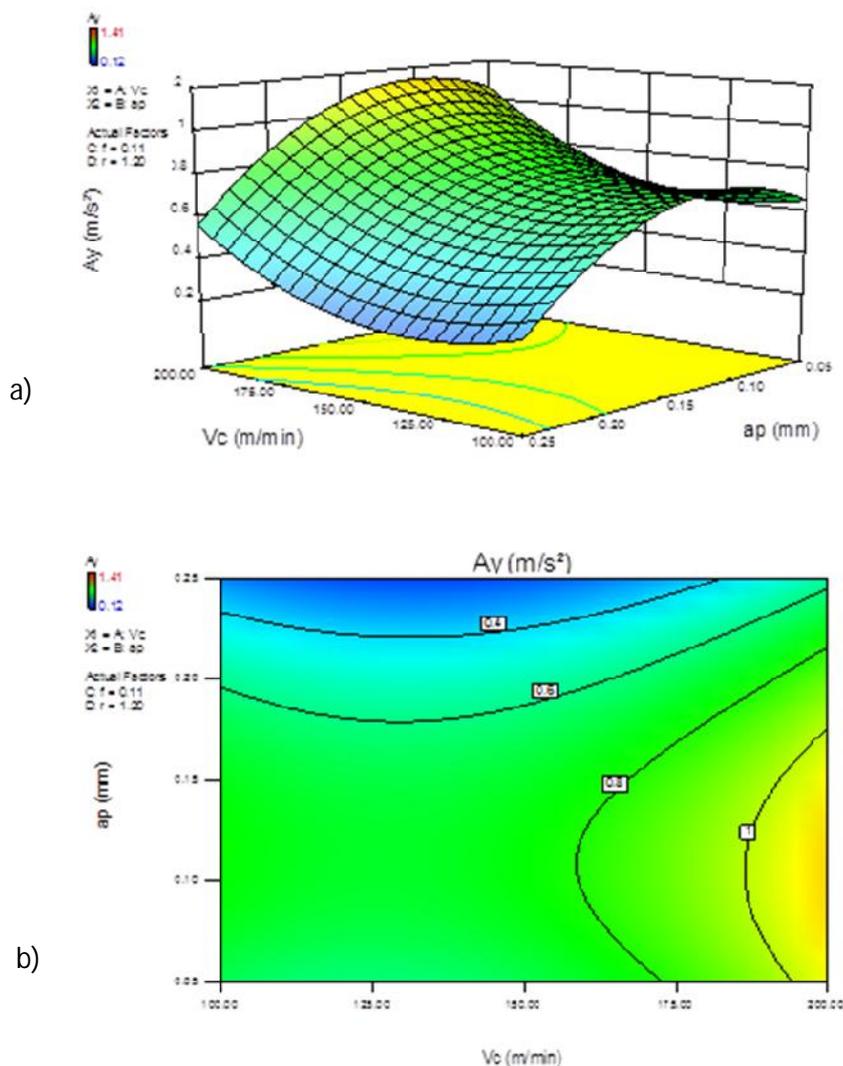


Figure V.4 Effet de la profondeur de passe et la vitesse de coupe sur la vibration radiale a) Graphique 3D, b) Graphique de contours.

Les figures V.5a et V.5b montrent l'effet de l'interaction de l'avance et de la vitesse de coupe sur la vibration radiale. On remarque que l'effet de l'avance est quasiment nul lors de l'utilisation d'une vitesse inférieure à 130m/min. au-delà de cette vitesse l'effet de l'avance sur la vibration radiale s'accroît avec l'accroissement de la vitesse de coupe, surtout à la vitesse de coupe de 200 m/min où la vibration radiale devient très sensible à l'augmentation de l'avance. Nous avons conclu précédemment que l'effet de l'avance sur la rugosité de surface est néfaste.

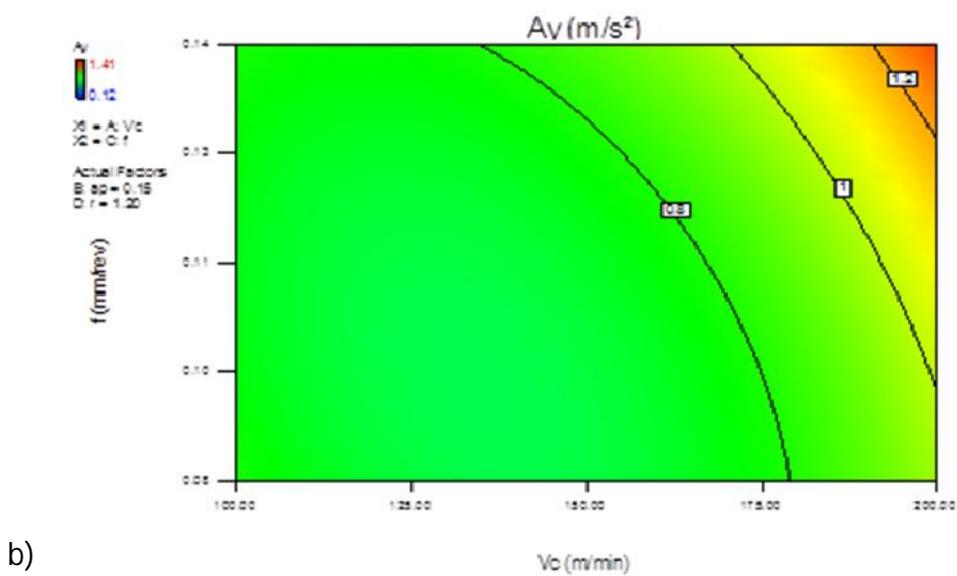
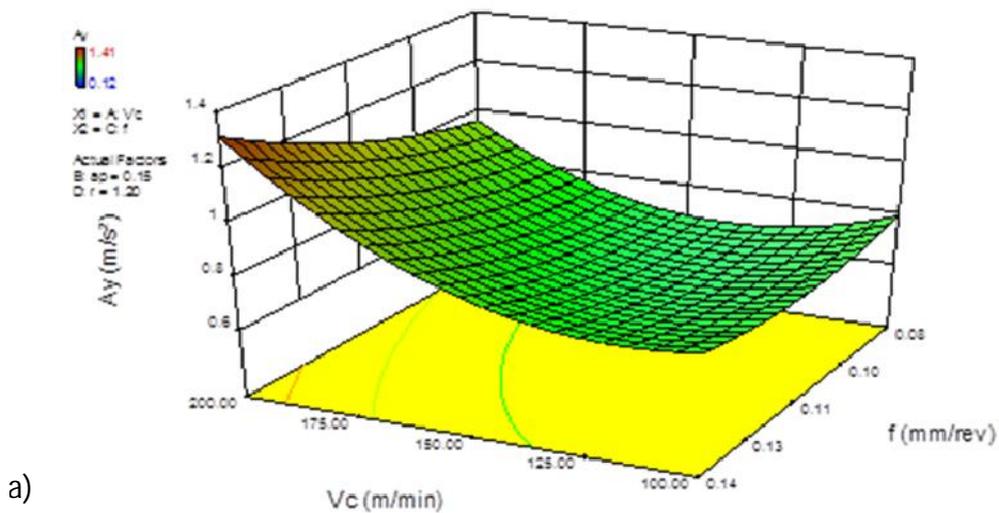


Figure V.5 Effet de la profondeur de passe et de l'avance sur la vibration radiale a) Graphique 3D, b) Graphique de contour

V.4.2 Vibration tangentielle

Les résultats donnés par l'analyse de la variance de la vibration tangentielle (A_z) présenté dans le tableau V.4, prouvent que les termes les plus significatifs du modèle sont la vitesse de coupe (V_c) et la profondeur de passe (ap) avec les contributions respectives de (11.85 et 19.68) %. On note que l'influence de ces deux paramètres sur la vibration tangentielle a diminuée de la moitié par rapport à leurs influences sur la vibration radiale. Par contre, il paraît que l'avance (f) et le rayon du bec (r) n'affectent pas la vibration de l'outil dans la direction tangentielle. Les termes quadratiques (V_c^2), (f^2) et (r^2) sont significatifs avec les contributions de (23.55, 12.15 et 10.29) % respectivement. Le coefficient de corrélation R^2 d'environ de 0.8122 est considéré bon.

Tableau V.4 Analyse de la variance de la vibration tangentielle (A_z)

| Source | SS | DF | MS | F-value | P-value | Observation | Cont.% |
|----------------|----------|----|------------|---------|---------|------------------|--------|
| Model | 1.33 | 14 | 0.095 | 4.63 | 0.0028 | significatif | |
| A- V_c | 0.14 | 1 | 0.14 | 6.68 | 0.0207 | significatif | 11.85 |
| B- ap | 0.26 | 1 | 0.26 | 12.88 | 0.0027 | significatif | 19.68 |
| C- f | 0.081 | 1 | 0.081 | 3.97 | 0.0649 | non significatif | 6.06 |
| D- r | 0.054 | 1 | 0.054 | 2.66 | 0.1240 | non significatif | 4.06 |
| AB | 0.050 | 1 | 0.050 | 2.41 | 0.1411 | non significatif | 3.69 |
| AC | 0.086 | 1 | 0.086 | 4.17 | 0.0591 | non significatif | 6.38 |
| AD | 5.256E-3 | 1 | 5.256E-003 | 0.26 | 0.6200 | non significatif | 0.39 |
| BC | 0.016 | 1 | 0.016 | 0.79 | 0.3873 | non significatif | 1.21 |
| BD | 0.022 | 1 | 0.022 | 1.06 | 0.3193 | non significatif | 1.62 |
| CD | 7.656E-3 | 1 | 7.656E-003 | 0.37 | 0.5503 | non significatif | 0.57 |
| A ² | 0.32 | 1 | 0.32 | 15.41 | 0.0013 | significatif | 23.55 |
| B ² | 1.723E-3 | 1 | 1.723E-003 | 0.084 | 0.7759 | non significatif | 0.13 |
| C ² | 0.16 | 1 | 0.16 | 7.95 | 0.0129 | significatif | 12.15 |
| D ² | 0.14 | 1 | 0.14 | 6.73 | 0.0203 | significatif | 10.29 |
| Residual | 0.31 | 15 | 0.021 | | | | |
| Lack of Fit | 0.26 | 10 | 0.026 | 2.77 | 0.1365 | non significatif | |
| Pure Error | 0.047 | 5 | 9.417E-003 | | | | |
| Cor Total | 1.64 | 29 | | | | | |

L'équation finale de la vibration de l'outil dans la direction tangentielle en termes de facteurs réels est donnée comme suit :

$$\begin{aligned}
 A_z = & -1.6633 - 0.0428V_c + 1.2938ap + 60.0136f + 3.5225r \\
 & - 0.0111V_c \times ap + 0.0488V_c \times f - 9.0625 \times 10^{-04} V_c \times r - 10.625ap \times f \\
 & + 0.9219ap \times r - 1.8229f \times r + 0.0001V_c^2 - 2.5790ap^2 - 278.655f^2 \\
 & - 1.4424r^2
 \end{aligned}
 \tag{V.3}$$

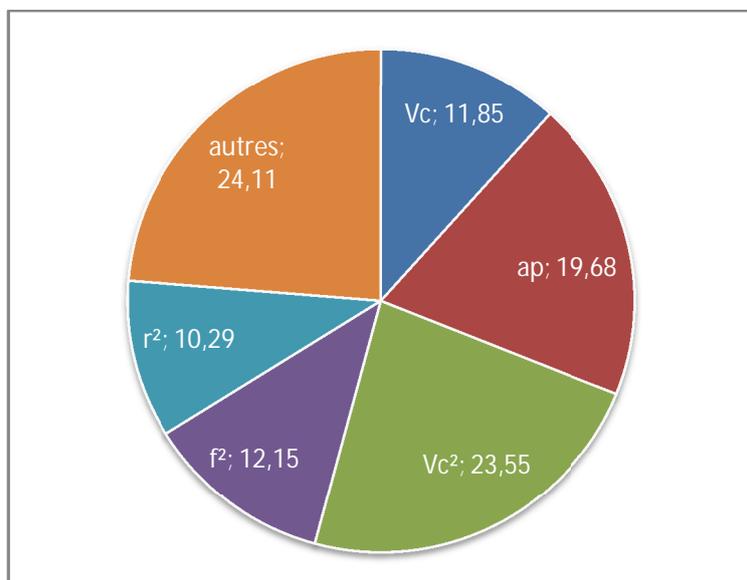


Figure V.6 Contribution des termes significatifs du modèle de la vibration tangentielle de l'outil de coupe (A_z).

La figure V.7 montre les probabilités normales des résidus du modèle de la vibration tangentielle. Il est bien clair que les résidus tracent approximativement une ligne droite. Ainsi, on conclut que la normalité de la distribution des résidus est satisfaite.

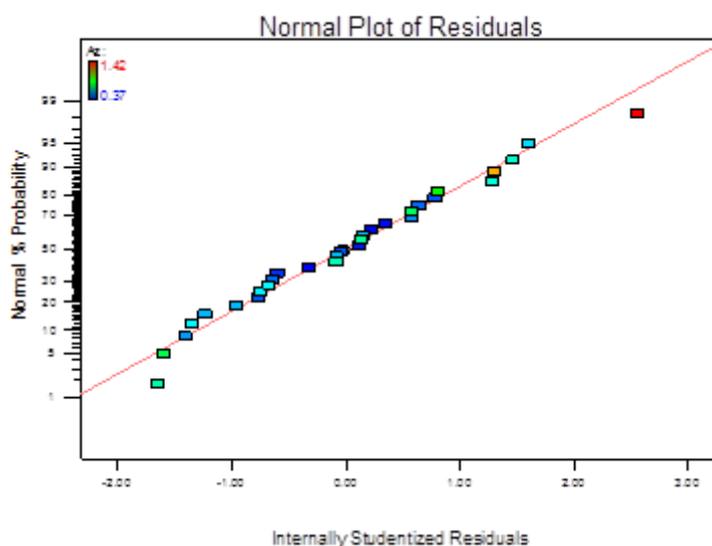


Figure V.7 Probabilités normales des résidus du modèle de la vibration tangentielle.

a) Analyse des graphiques de la vibration tangentielle

L'influence de la vitesse de coupe et la profondeur de passe sur la vibration tangentielle est illustrée dans les figures V.8a et V.8b. D'après ces figures on constate que les petites valeurs de la vibration de l'outil de coupe sont enregistrées à grande profondeur de passe (0.25 mm) et à une vitesse de coupe moyenne. Tandis que les valeurs supérieures sont enregistrées à petites profondeurs de passe et à grande vitesse.

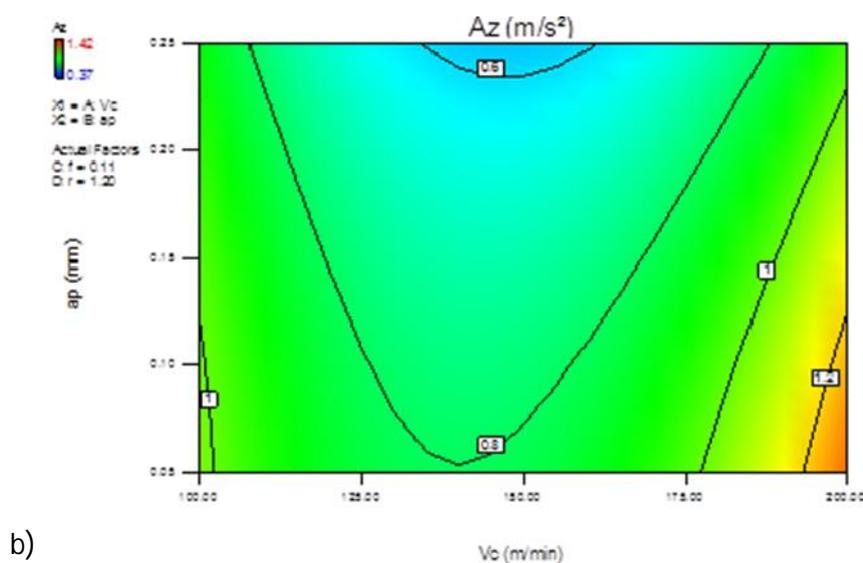
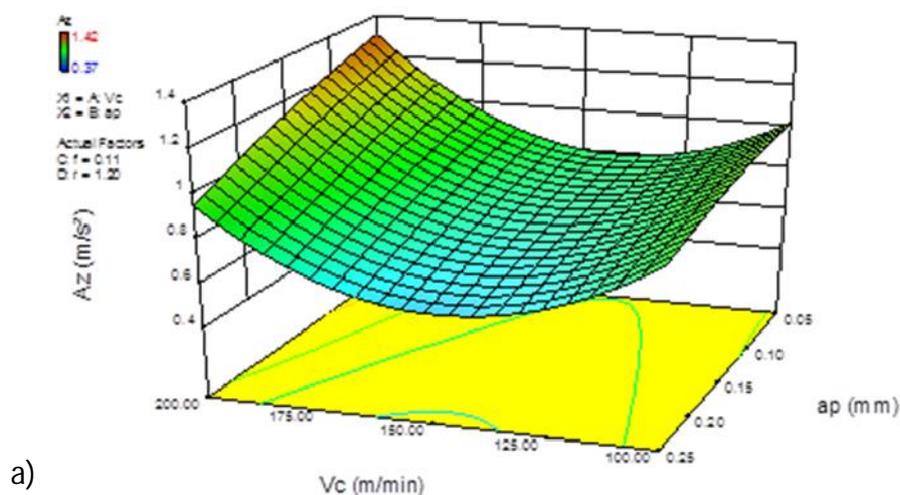


Figure V.8 Effet de la profondeur de passe et de la vitesse de coupe sur la vibration tangentielle a) Graphique 3D, b) Graphique de contour.

Les figures V.9a et V.9b montrent l'évolution de la vibration tangentielle de l'outil de coupe en fonction de la vitesse de coupe et la profondeur de passe. Bien que l'analyse statistique a révélée que le rayon du bec de l'outil n'a pas un effet significatif sur la vibration tangentielle de l'outil, on remarque que l'emploi d'un rayon de bec de 1.2 mm tend à accroître ces vibrations.

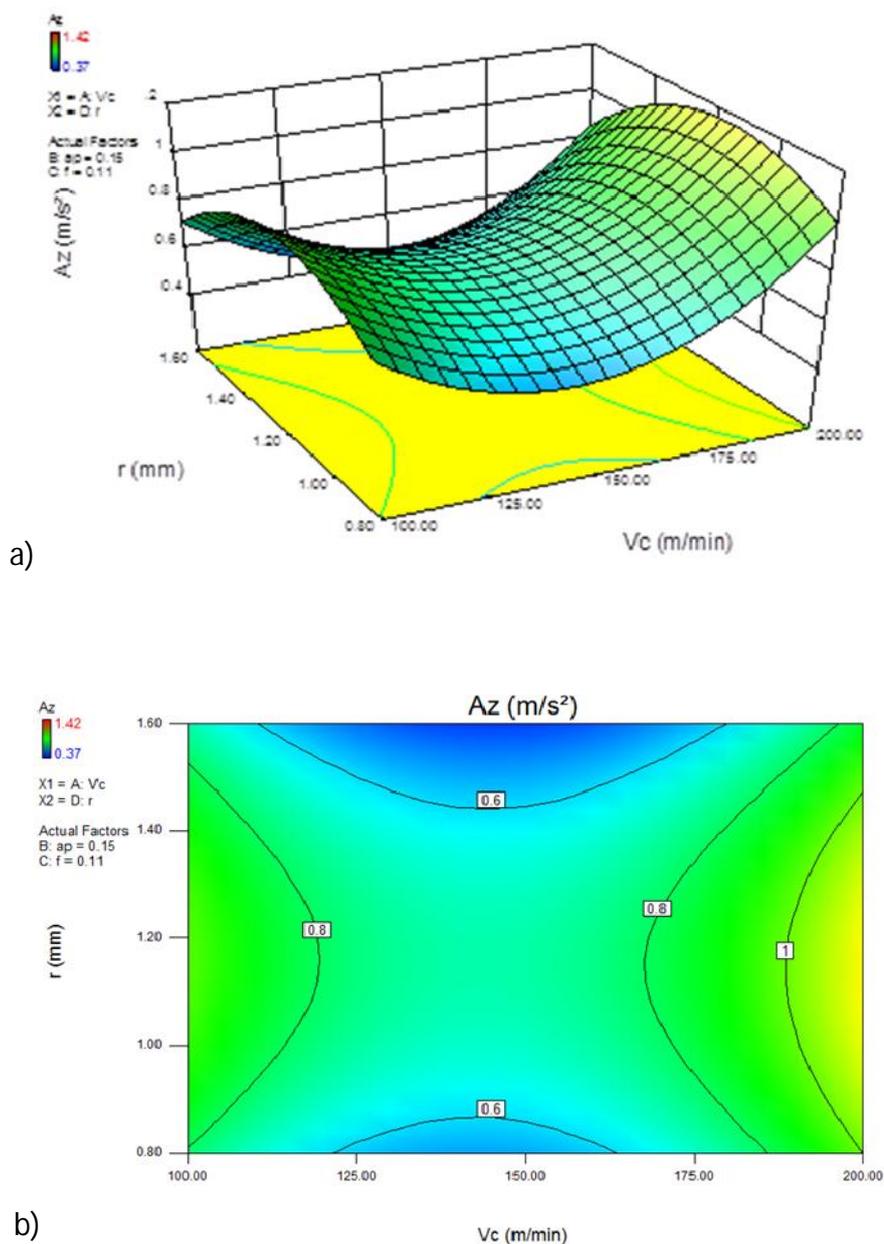


Figure V.9 Effet du rayon du bec de l'outil et la vitesse de coupe sur la vibration tangentielle a) Graphique 3D, b) Graphique de contour.

V.5 Conclusion

L'étude du comportement vibratoire de l'outil de coupe nous a permis de mettre en évidence les conclusions suivantes:

1. L'introduction de la vibration dans le modèle de la rugosité de surface a conduit à son amélioration. Néanmoins, la vibration dans la direction radiale n'explique que 3.71% de la variation de la réponse, et la contribution de la vibration dans la direction tangentielle est négligeable. Ce faible effet de vibration d'outil sur la rugosité de surface nous mène à dire que l'usinage est réalisé en bonnes conditions de rigidité.
2. La méthodologie de surface de réponse a conduit à la modélisation des vibrations de l'outil dans la direction radiale et tangentielle. Cette modélisation permet donc de prédire le comportement vibratoire de l'outil de coupe.
3. Les résultats de l'analyse de la variance ont prouvé que la vitesse de coupe (V_c) et la profondeur de passe (ap) influencent considérablement la vibration de l'outil. Cette influence est de fois plus importante dans la direction radiale que celle dans la direction tangentielle.
4. L'analyse de la variance nous a permis de conclure que l'avance (f) a un effet significatif seulement sur l'amplitude d'accélération dans la direction radiale (A_y). La contribution de ce paramètre est faible par rapport à la contribution de la vitesse de coupe et la profondeur de passe.
5. L'influence du rayon du bec de l'outil est statistiquement non significative.
6. Le phénomène de refoulement de la matière pourrait être détecté par l'augmentation des vibrations de l'outil dans la direction radiale. Cette augmentation est due à la pression exercée par la matière écrasée de la pièce usinée sur la face de dépouille de l'outil.

CHAPITRE VI

APPLICATION DE L'APPROCHE DES RESEAUX DE NEURONES ARTIFICIELS (ANN)

VI.1 Introduction

Les réseaux de neurone artificiels sont l'une des méthodes d'intelligence artificielle, qui s'inspirent du comportement du cerveau humain. Les réseaux de neurones trouvent une large application dans différent domaine tels que la reconnaissance des caractères, l'optimisation, la prédiction, la surveillance, la compression de données, la parole, la vision et la médecine...etc. [ILH 11].

Dans le domaine de la fabrication mécanique, les exigences de qualité, de minimisation du temps et du cout d'usinage poussent les fabricants à chercher des modèles capables de prédire le comportement souvent non-linéaire entre les différents paramètres du processus [ASI 09]. Ainsi, les modèles expérimentaux et analytiques, ou ceux appelés explicites (empiriques) qui sont développés en employant les approches conventionnelles telles que la technique statistique de régression qui est combinée avec la méthodologie de surface de réponse (MSR), sont restés comme une alternative dans la modélisation du processus d'usinage. Bien que la technique statistique de régression puisse fonctionner, cette technique peut ne pas décrire avec précision la relation complexe non-linéaire entre les paramètres d'usinage et ceux de performance [MUK 06]. Récemment, il s'avère que les modèles basés sur l'intelligence artificielle sont devenus la tendance préférée des chercheurs grâce à leur grande efficacité à résoudre les problèmes de prédiction où de surveillance [AZL 10].

VI.2 Réseau de neurones artificiel

Un réseau neuronal est l'association, en un graphe plus ou moins complexe, d'objets élémentaires, les neurones formels. Les principaux réseaux se distinguent par l'organisation du graphe (en couches, complets. . .), c'est-à-dire leur architecture, leur niveaux de complexité (le nombre de neurones, présence ou non de boucles de rétroaction dans le réseau), par le type des neurones (leurs fonctions de transition ou d'activation) et enfin par l'objectif visé (apprentissage supervisé ou non, optimisation, systèmes dynamiques) [HAY 94].

VI.2.1 Neurone formel

Un neurone formel (Figure VI.1) est une unité de traitement qui reçoit un nombre R d'entrées, sous la forme d'un vecteur $P = [p_1, p_2, \dots, p_r]^T$, chaque entrée est pondérée par un poids approprié w soit :

$$n = w_{1,1} p_1 + w_{1,2} p_2 + \dots + w_{1,R} p_R + b = \mathbf{Wp} + b \quad (\text{VI.1})$$

La somme des entrées pondérées et des biais forme par la suite l'entrée de la fonction de transfert f soit :

$$a = f(\mathbf{Wp} + b) \quad (\text{VI.2})$$

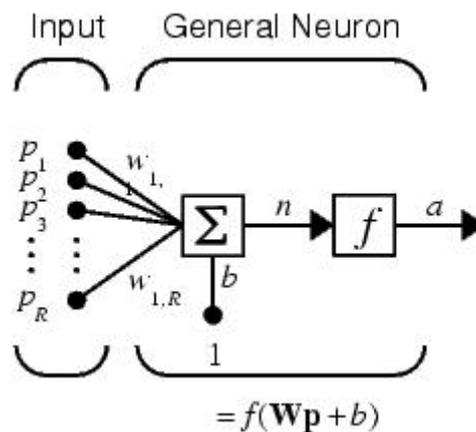


Figure VI.1 Représentation d'un neurone formel.

C'est cette valeur qui sera transmise aux neurones aval. Il existe de nombreuses formes possibles pour la fonction de transfert. A la différence des neurones biologiques dont l'état est binaire, la plupart des fonctions de transfert sont continues, offrant une infinité de valeurs possibles comprises dans l'intervalle $[0, +1]$ (ou $[-1, +1]$) [TOU 92].

Les différents types de neurones se distinguent donc par la nature f de leur fonction de transfert (Figure VI.2). Les principaux types sont :

- ✓ seuil $f(x) = 1_{[0,+\infty[}(x)$,
- ✓ linéaire f est la fonction identité,
- ✓ sigmoïde $f(x) = 1/(1 + e^x)$,
- ✓ tangente hyperbolique (sigmoïde) $f(x) = (2 / (1 + e^{-2x})) - 1$,
- ✓ stochastiques $f(x) = 1$ avec la probabilité $1/(1 + e^{-x/H})$, 0 sinon (H intervient comme une température dans un algorithme de recuit simulé),

Les modèles linéaires et sigmoïdaux sont bien adaptés aux algorithmes d'apprentissage impliquant une rétro-propagation du gradient car leur fonction d'activation est différentiable ; ce sont les plus utilisés [HAY 94].

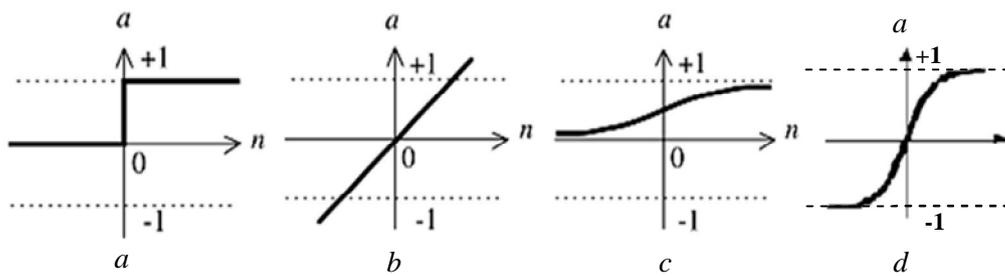


Figure VI.2 Fonctions de transfert de réseau de neurones (a) : fonction seuil, (b) : linéaire, (c) : tangente sigmoïde, (d) tangente hyperbolique [MAT 07].

VI.2.2 Perceptron multicouche

Le perceptron multicouche (PMC) est un réseau composé de couches successives. Une couche est un ensemble de neurones n'ayant pas de connexion entre eux. Une couche d'entrée lit les signaux entrant, un neurone par entrée P_j , une couche en sortie fournit la réponse du système. La couche d'entrée qui n'introduit aucune modification n'est pas comptabilisée.

Une ou plusieurs couches cachées participent au transfert. Un neurone d'une couche cachée est connecté en entrée à chacun des neurones de la couche précédente et en sortie à chaque neurone de la couche suivante.

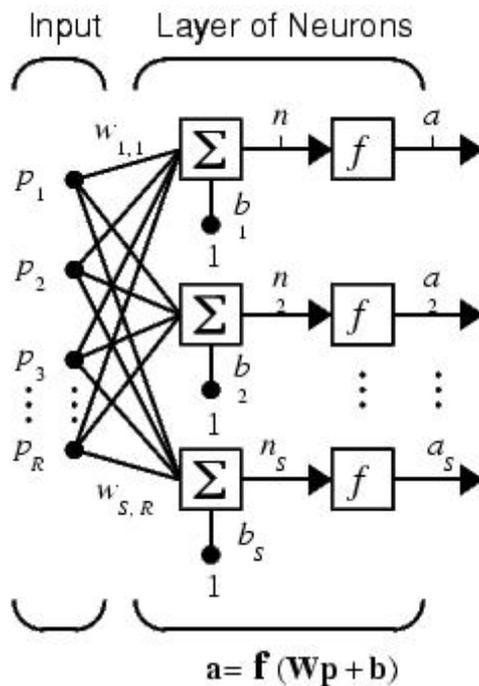


Figure VI.3 Perceptron multicouche élémentaire avec une couche cachée et une couche de sortie.

VI.2.3 Apprentissage

Une fois que les poids et les biais du réseau sont aléatoirement initialisés, le réseau est prêt pour l'apprentissage. Ce processus exige un ensemble de données appropriées au réseau qui sont les entrées P et les cibles C de sorties. Pendant l'apprentissage les poids et les biais du réseau sont itérativement ajustés pour minimiser la fonction de performance (Figure VI.4). En général, la fonction de performance utilisée dans l'apprentissage des modèles à réseau de neurone est la moyenne des carrés des erreurs entre les valeurs cibles C_i et les valeurs O_i obtenues par le réseau, qui est donnée comme suit :

$$MCE = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N (e_i)^2 = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N (C_i - O_i)^2 \quad (VI.3)$$

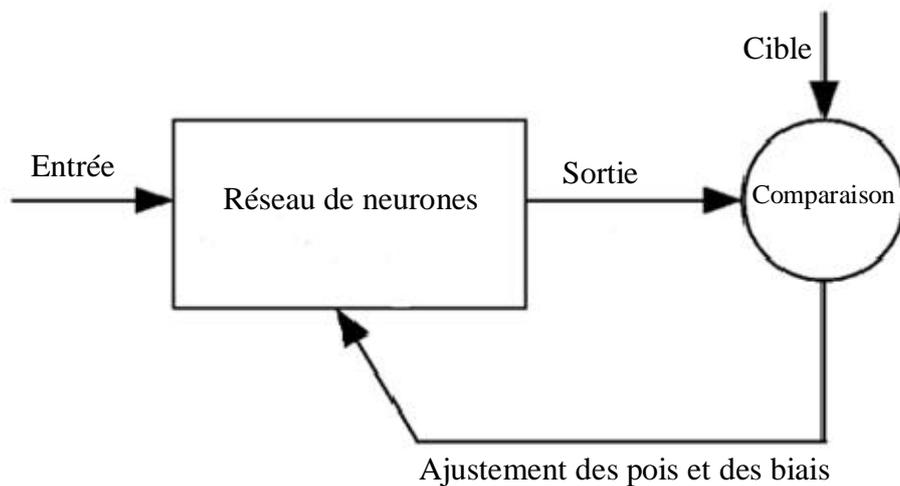


Figure VI.4 Processus d'apprentissage du réseau de neurones

Les méthodes d'apprentissage sont :

- ✓ L'apprentissage supervisé : exige l'utilisation des entrées et des valeurs à atteindre (cibles) pour chaque échantillon dans l'ensemble d'apprentissage. L'algorithme le plus commun dans ce groupe est celui de la rétro-propagation, utilisé dans les réseaux à perceptron multicouche MLP.
- ✓ L'apprentissage non-supervisé : utilisé lorsque les cibles du modèle ne sont pas complètement connues. Il inclut les méthodes basées sur la théorie de résonance adaptative et des réseaux auto-organisés SOM.

VI.2.4 Rétro-propagation de l'erreur

La rétropropagation est un algorithme de gradient descendant qui consiste à ajuster les poids des neurones et des connexions en remontant du neurone de la couche de sortie aux neurones de la couche d'entrée. Cet algorithme est donc basé sur la minimisation de la moyenne des carrés des erreurs de la couche cachée de K neurones qui s'écrit comme suit :

$$MCE = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N (C_{kp} - O_{kp})^2 \quad (VI.4)$$

Où $C_{k,p}$ est la valeur cible de la p^{ème} entrée.

La minimisation de cette erreur par le gradient descendant prend la forme suivante :

$$\Delta w_{ji} = -\eta \partial MCE / \partial w_{ji} \quad (VI.5)$$

Les poids des connexions sont ajustés tel que :

$$w_{ji(n+1)} = w_{ji(n)} - \eta \delta_{pj} O_{pi} + \alpha \Delta w_{ji(n)} \quad (VI.6)$$

Où n est l'étape de l'apprentissage, η est le taux d'apprentissage, α est le moment constant et δ_{pj} est le terme d'erreur qui est donné comme suit:

Pour la couche de sortie :

$$\delta_{pk} = (C_{kp} - O_{kp})(1 - O_{kp}), \quad k = 1, \dots, K \quad (VI.7)$$

Pour la couche cachée :

$$\delta_{pj} = O_{pj}(1 - O_{pj}) \sum \delta_{pk} w_{kj} \quad j = 1 \dots J \quad (VI.8)$$

Où J est le nombre de neurones dans la couche cachée. Le processus d'apprentissage est initialisé par des petites valeurs de poids dans toutes les connexions. Les couples entrée /sorties de l'ensemble des échantillons sont présentés un par un dont les poids sont ajustés à chaque fois. La moyenne des carrés des erreurs (MCE) de l'ensemble des couples entrée /sorties à la fin de chaque itération est calculée par l'équation suivante :

$$MCE = \frac{1}{NE} \sum_{P=1}^{NE} \sum_{k=1}^K (C_{kp} - O_{kp})^2 \quad (VI.9)$$

Avec : NE le nombre des échantillons de l'apprentissage. Le processus d'apprentissage sera terminé lorsqu'une certaine valeur de MCE est atteinte, ou un nombre maximum d'itérations est réalisé [PAU 08].

✓ Le taux d'apprentissage

C'est un paramètre qui favorise l'évolution de la MCE vers le minimum. Quand le taux d'apprentissage est faible, les ajustements sont faibles. Quand le taux d'apprentissage est fort, les ajustements sont forts. Mais un taux d'apprentissage trop fort fait dépasser la MCE optimum. Le taux d'apprentissage peut évoluer au cours de l'apprentissage. Au début, il est élevé pour s'approcher rapidement de la solution. Quand le réseau commence à converger, le taux est graduellement réduit pour ne pas dépasser la MCE optimum.

✓ Le moment

Le terme de moment est un paramètre supplémentaire qui favorise l'évolution de la MCE vers le minimum. Intuitivement, on peut comprendre son fonctionnement ainsi : la courbe d'évolution de la MCE en fonction des poids n'est pas une simple parabole. Elle contient plusieurs minimums ou « paliers » (Figure VI.5). Le terme de moment permet d'éviter que la recherche du meilleur minimum s'arrête à un palier intermédiaire ou qu'il se trouve avant ou après le meilleur palier [BER 08].

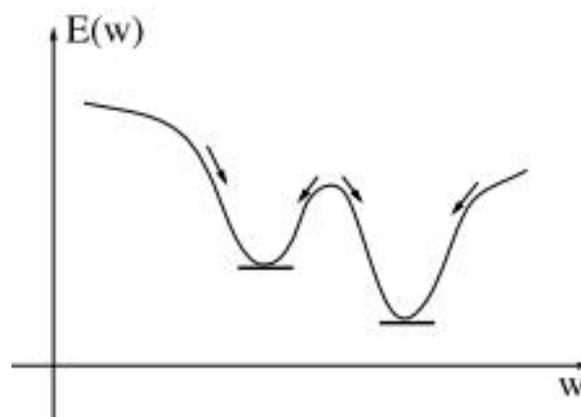


Figure VI.5 Evolution de l'erreur en fonction du poids.

VI.3 Modélisation de la rugosité de surface (Ra) par un réseau de neurones artificiel (ANN)

Afin de modéliser la rugosité de surface en tournage dur nous avons employé un perceptron multicouche MLP. Les données expérimentales présentées dans le tableau VI.1 ont été utilisées pour établir le modèle. Le plan expérimental se compose de 30 essais, dont 24 essais ont été employés pour l'apprentissage du réseau et 6 essais ont été choisis aléatoirement pour tester l'efficacité du réseau. L'apprentissage du réseau de neurones a été fait par l'algorithme de rétro-propagation qui est basé sur le gradient descendant. Plusieurs structures de réseau ont été testées, nous nous limitons à présenter seulement la structure qui a donnée de meilleurs résultats qui est 4-20-1 (Figure VI.6). Cette dernière est composée d'une couche d'entrée à 4 nœuds (au nombre des paramètres), une couche cachée à 20 nœuds ayant une fonction de transfert tangente hyperbolique, et une couche de sortie à 1 nœud ayant une fonction de transfert linéaire. Le logiciel de calcul JMP 10 a été utilisé pour l'apprentissage et la validation du réseau. Les paramètres d'apprentissage ont été établis tels que le tau d'apprentissage $\eta = 0.1$ avec un nombre d'itérations maximum de 100.

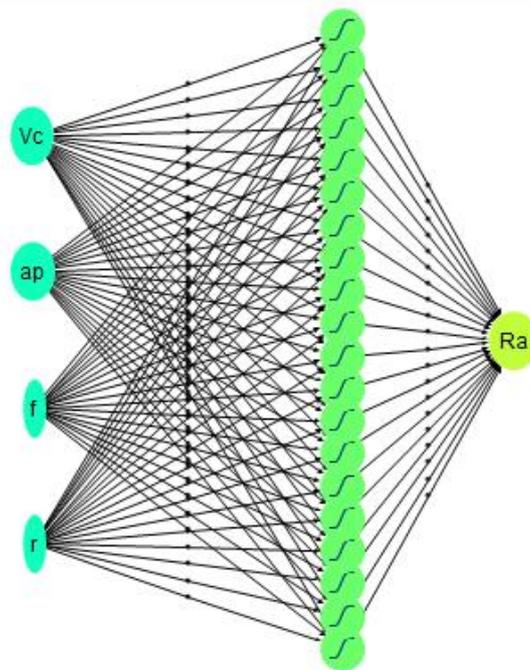


Figure VI.6 Structure du réseau de neurone du modèle de la rugosité de surface.

Tableau VI.1 Résultats expérimentaux et du modèle ANN de la rugosité de surface (Ra)

| Essai | V_c (m/min) | ap (mm) | f (mm/rev) | r (mm) | Ra_{exp} (μm) | $Ra_{pré}$ (μm) |
|-------|------------------|--------------|-----------------|-------------|---------------------------------|---------------------------------|
| 01 | 100 | 0.25 | 0.08 | 1.6 | 0.33 | 0.34 |
| 02 | 200 | 0.05 | 0.08 | 0.8 | 0.65 | 0.65 |
| 03 | 150 | 0.05 | 0.11 | 1.2 | 0.59 | 0.59 |
| 04 | 150 | 0.15 | 0.08 | 1.2 | 0.37 | 0.38 |
| 05 | 150 | 0.15 | 0.11 | 1.6 | 0.41 | 0.40 |
| 06 | 150 | 0.25 | 0.11 | 1.2 | 0.63 | 0.63 |
| 07 | 200 | 0.25 | 0.08 | 1.6 | 0.3 | 0.30 |
| 08 | 100 | 0.05 | 0.14 | 0.8 | 1.09 | 1.09 |
| 09 | 200 | 0.25 | 0.14 | 1.6 | 0.44 | 0.49 |
| 10 | 150 | 0.15 | 0.11 | 1.2 | 0.59 | 0.52 |
| 11 | 200 | 0.15 | 0.11 | 1.2 | 0.54 | 0.54 |
| 12 | 200 | 0.05 | 0.14 | 1.6 | 0.37 | 0.35 |
| 13 | 200 | 0.05 | 0.14 | 0.8 | 0.98 | 0.98 |
| 14 | 200 | 0.05 | 0.08 | 1.6 | 0.34 | 0.34 |
| 15 | 150 | 0.15 | 0.14 | 1.2 | 0.61 | 0.62 |
| 16 | 100 | 0.05 | 0.14 | 1.6 | 0.45 | 0.45 |
| 17 | 200 | 0.25 | 0.08 | 0.8 | 0.37 | 0.38 |
| 18 | 150 | 0.15 | 0.11 | 1.2 | 0.54 | 0.52 |
| 19 | 100 | 0.05 | 0.08 | 1.6 | 0.31 | 0.32 |
| 20 | 100 | 0.25 | 0.14 | 1.6 | 0.62 | 0.62 |
| 21 | 100 | 0.25 | 0.14 | 0.8 | 0.79 | 0.78 |
| 22 | 200 | 0.25 | 0.14 | 0.8 | 0.83 | 0.84 |
| 23 | 150 | 0.15 | 0.11 | 0.8 | 0.61 | 0.62 |
| 24 | 150 | 0.15 | 0.11 | 1.2 | 0.53 | 0.52 |
| 25 | 150 | 0.15 | 0.11 | 1.2 | 0.53 | 0.52 |
| 26 | 100 | 0.25 | 0.08 | 0.8 | 0.35 | 0.36 |
| 27 | 100 | 0.15 | 0.11 | 1.2 | 0.45 | 0.45 |
| 28 | 100 | 0.05 | 0.08 | 0.8 | 0.64 | 0.65 |
| 29 | 150 | 0.15 | 0.11 | 1.2 | 0.48 | 0.52 |
| 30 | 150 | 0.15 | 0.11 | 1.2 | 0.56 | 0.52 |

D'après les résultats présentés dans le tableau VI.1 on peut constater d'une première vue que les valeurs prédites sont très proches des valeurs expérimentales. Une profonde comparaison entre les valeurs obtenues par le modèle neuronal et celles obtenues expérimentalement a été réalisée en utilisant les méthodes statistiques, dont les résultats sont montrés dans le tableau VI.2. Ce dernier indique pour le groupe d'apprentissage et celui de validation que les coefficients de détermination R^2 sont respectivement (0.99 et 0.96), les racines de l'erreur quadratique moyenne sont respectivement (0.0137 et 0.037) et les écarts absolus moyens sont respectivement (0.009 et 0.028). Ces résultats prouvent que le modèle

neuronal explique très bien la variation de la rugosité de surface en fonction des paramètres de coupe.

Tableau VI.2 Valeurs statistiques du modèle (ANN) de la rugosité de surface

| Ensemble d'apprentissage | | Ensemble de validation | |
|---|-------|---|-------|
| R ² | 0.99 | R ² | 0.96 |
| RMSE racine de l'erreur quadratique moyenne | 0.014 | RMSE racine de l'erreur quadratique moyenne | 0.037 |
| Ecart absolu moyen | 0.009 | Ecart absolu moyen | 0.028 |
| Nombre des essais | 24 | Nombre des essais | 6 |

Les tracés des valeurs résiduelles en fonction des valeurs prédites des ensembles de validation et d'apprentissage sont illustrés dans les figures VI.7a et VI.7b. Ces tracés indiquent que la majorité des résidus avoisinent la ligne du zéro, et que le résidu maximal du modèle neuronal de la rugosité de surface ne dépasse pas 12%.

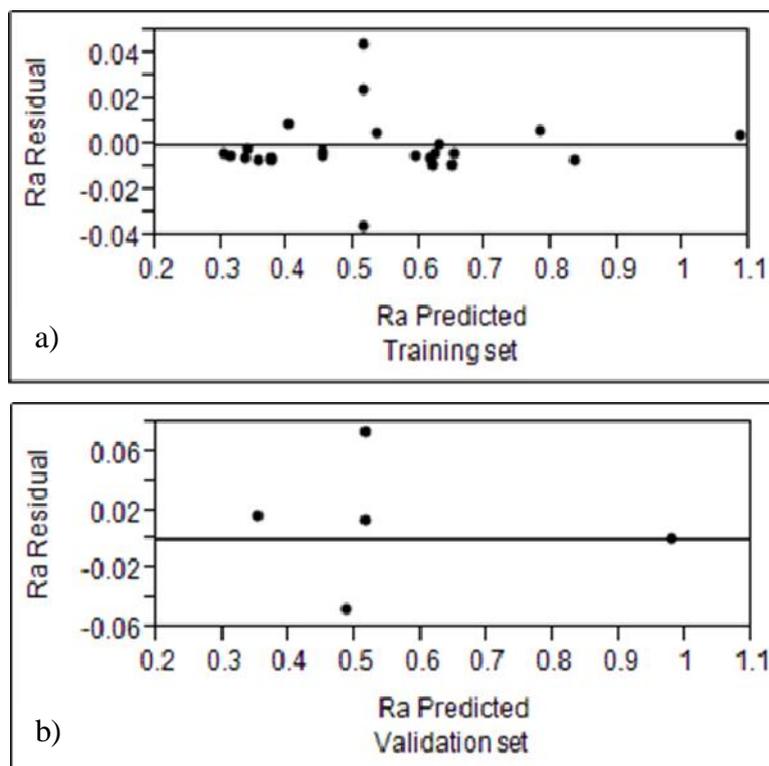


Figure VI.7 Valeurs résiduelles en fonction des valeurs prédites :
a) ensemble d'apprentissage, b) ensemble de validation

La figure VI.8 montre l'évolution des valeurs de la rugosité de surface (obtenues par le modèle neuronal) en fonction des paramètres d'usinage. D'après ces tracés on peut remarquer que les faibles valeurs de rugosité de surface sont obtenues lorsqu'une petite d'avance (0.08 mm/rev) et un grand rayon de bec d'outil (1.6 mm) sont employés. Contrairement à ceci, si l'avance est augmentée et le rayon du bec est diminué, des valeurs de rugosités plus élevée sont obtenues. En outre, la dégradation de l'état de surface est favorisée lorsqu'une profondeur de passe de 0.05 mm est utilisée. Comme on peut noter que la vitesse de coupe n'influence pas la rugosité (figures VI.8a et VI.8b). Ces tracés permettent aussi la détermination des conditions d'usinage optimales, qui sont choisies de façon à minimiser la rugosité de surface tout en augmentant la vitesse de coupe et le volume du copeau enlevé (figure VI.8c).

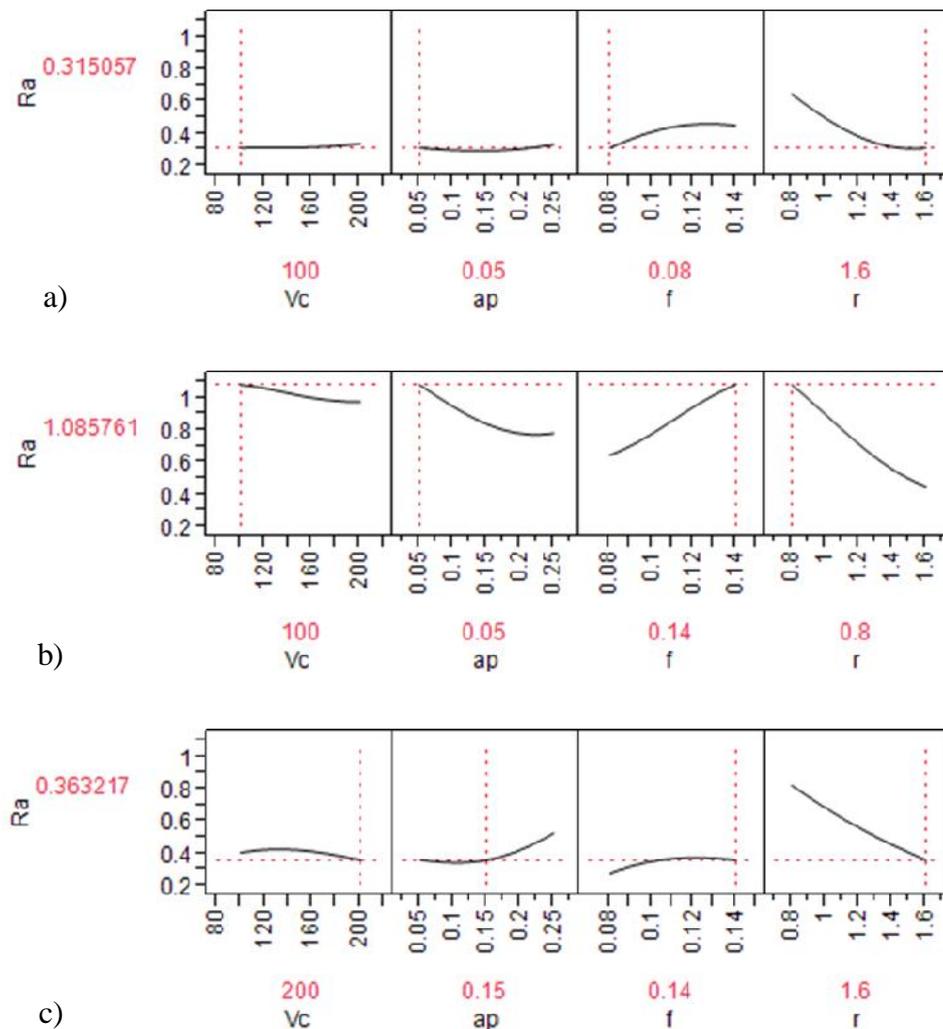


Figure VI.8 Variation de la rugosité de surface en fonction des paramètres d'usinage : a) valeur minimale, b) valeur maximale, c) valeur optimale

Les valeurs des poids et des biais du modèle neuronal de la rugosité de surface (Ra) sont les suivant :

Pour la couche cachée

$$\begin{aligned}
 H1 &= \tanh(0.5 * (0.002 * Vc + -5.454 * ap + 6.834 * f + 1.964 * r + -2.817)); \\
 H2 &= \tanh(0.5 * (0.002 * Vc + -11.947 * ap + -14.199 * f + -0.096 * r + 2.470)); \\
 H3 &= \tanh(0.5 * (0.017 * Vc + -11.982 * ap + 36.147 * f + -0.727 * r + -3.803)); \\
 H4 &= \tanh(0.5 * (-0.008 * Vc + 1.692 * ap + -12.236 * f + 2.159 * r + 0.242)); \\
 H5 &= \tanh(0.5 * (-0.011 * Vc + -0.920 * ap + 9.111 * f + 2.122 * r + -1.938)); \\
 H6 &= \tanh(0.5 * (0.026 * Vc + 6.427 * ap + -18.871 * f + 0.398 * r + -3.211)); \\
 H7 &= \tanh(0.5 * (-0.016 * Vc + 2.519 * ap + 15.629 * f + 0.313 * r + -0.882)); \\
 H8 &= \tanh(0.5 * (0.003 * Vc + 1.162 * ap + 8.614 * f + 0.550 * r + -2.424)); \\
 H9 &= \tanh(0.5 * (0.005 * Vc + 0.562 * ap + -19.837 * f + -1.068 * r + 1.710)); \\
 H10 &= \tanh(0.5 * (0.019 * Vc + -5.433 * ap + 12.906 * f + 1.042 * r + -4.804)); \\
 H11 &= \tanh(0.5 * (0.024 * Vc + -6.047 * ap + 14.411 * f + 0.409 * r + -4.994)); \\
 H12 &= \tanh(0.5 * (-0.002 * Vc + -3.793 * ap + 12.100 * f + -0.043 * r + -0.785)); \\
 H13 &= \tanh(0.5 * (0.016 * Vc + 2.768 * ap + -12.556 * f + 0.461 * r + -2.613)); \\
 H14 &= \tanh(0.5 * (-0.014 * Vc + 1.362 * ap + -5.232 * f + -0.274 * r + 3.109)); \\
 H15 &= \tanh(0.5 * (-0.011 * Vc + 9.566 * ap + -24.043 * f + 1.513 * r + 0.328)); \\
 H16 &= \tanh(0.5 * (0.002 * Vc + 4.425 * ap + 0.488 * f + 0.504 * r + -1.966)); \\
 H17 &= \tanh(0.5 * (-0.005 * Vc + -10.915 * ap + 3.677 * f + -2.696 * r + 5.848)); \\
 H18 &= \tanh(0.5 * (-0.010 * Vc + 2.582 * ap + -28.440 * f + -2.010 * r + 6.042)); \\
 H19 &= \tanh(0.5 * (0.010 * Vc + 1.612 * ap + -45.402 * f + -2.495 * r + 5.864)); \\
 H20 &= \tanh(0.5 * (-0.013 * Vc + -5.199 * ap + 8.516 * f + 0.834 * r + 0.433)).
 \end{aligned}$$

Pour la couche de sortie

$$\begin{aligned}
 O &= -0.606 * H1 + 0.619 * H2 + 0.156 * H3 + -0.255 * H4 + -0.712 * H5 + 0.205 * H6 + \\
 &+ 0.114 * H7 + -0.020 * H8 + 0.003 * H9 + -0.010 * H10 + -0.307 * H11 + 0.742 * H12 + - \\
 &+ 0.048 * H13 + 0.526 * H14 + 0.169 * H15 + -0.026 * H16 + -0.470 * H17 + -0.584 * H18 + - \\
 &+ 0.215 * H19 + 0.093 * H20 + 0.698.
 \end{aligned} \tag{VI.10}$$

Où $O = Ra$ prédite.

VI.4 Modélisation de l'effort radial (F_y) par un réseau de neurones artificiel (ANN)

La structure du réseau de neurones qui a donnée de meilleurs résultats dans la modélisation de l'effort radial est 4-20-1. Cette dernière est composée d'une couche d'entrée à 4 nœuds (au nombre de paramètres), une couche cachée à 20 nœuds ayant une fonction de transfert tangente hyperbolique et une couche de sortie à 1 nœud ayant une fonction de transfert linéaire. Pareillement au cas précédent, 24 essais ont été utilisés pour l'apprentissage du réseau et 6 essais ont été choisis aléatoirement pour valider le modèle.

Tableau VI.3 Résultats expérimentaux et du modèle ANN de l'effort radial

| Essai | V_c (m/min) | ap (mm) | f (mm/rev) | r (mm) | $F_y \text{ exp}$ (N) | $F_y \text{ pré}$ (N) |
|-------|------------------|--------------|-----------------|-------------|--------------------------|--------------------------|
| 1 | 100 | 0.25 | 0.08 | 1.6 | 98.31 | 98.44 |
| 2 | 200 | 0.05 | 0.08 | 0.8 | 55.83 | 55.64 |
| 3 | 150 | 0.05 | 0.11 | 1.2 | 31.76 | 31.98 |
| 4 | 150 | 0.15 | 0.08 | 1.2 | 102.47 | 101.85 |
| 5 | 150 | 0.15 | 0.11 | 1.6 | 93.9 | 93.79 |
| 6 | 150 | 0.25 | 0.11 | 1.2 | 73.82 | 72.99 |
| 7 | 200 | 0.25 | 0.08 | 1.6 | 92.55 | 93.73 |
| 8 | 100 | 0.05 | 0.14 | 0.8 | 52.39 | 52.37 |
| 9 | 200 | 0.25 | 0.14 | 1.6 | 122.48 | 123.17 |
| 10 | 150 | 0.15 | 0.11 | 1.2 | 74.34 | 77.72 |
| 11 | 200 | 0.15 | 0.11 | 1.2 | 95.39 | 95.38 |
| 12 | 200 | 0.05 | 0.14 | 1.6 | 73.57 | 73.71 |
| 13 | 200 | 0.05 | 0.14 | 0.8 | 44.26 | 44.55 |
| 14 | 200 | 0.05 | 0.08 | 1.6 | 30.91 | 30.26 |
| 15 | 150 | 0.15 | 0.14 | 1.2 | 103.94 | 104.69 |
| 16 | 100 | 0.05 | 0.14 | 1.6 | 72.41 | 72.90 |
| 17 | 200 | 0.25 | 0.08 | 0.8 | 67.12 | 72.86 |
| 18 | 150 | 0.15 | 0.11 | 1.2 | 65.43 | 77.72 |
| 19 | 100 | 0.05 | 0.08 | 1.6 | 50.45 | 50.12 |
| 20 | 100 | 0.25 | 0.14 | 1.6 | 128.33 | 128.39 |
| 21 | 100 | 0.25 | 0.14 | 0.8 | 111.04 | 111.33 |
| 22 | 200 | 0.25 | 0.14 | 0.8 | 102.36 | 103.42 |
| 23 | 150 | 0.15 | 0.11 | 0.8 | 76.59 | 76.02 |
| 24 | 150 | 0.15 | 0.11 | 1.2 | 90.14 | 77.72 |
| 25 | 150 | 0.15 | 0.11 | 1.2 | 71.03 | 77.72 |
| 26 | 100 | 0.25 | 0.08 | 0.8 | 80.39 | 79.98 |
| 27 | 100 | 0.15 | 0.11 | 1.2 | 87.98 | 87.21 |
| 28 | 100 | 0.05 | 0.08 | 0.8 | 31.17 | 32.20 |
| 29 | 150 | 0.15 | 0.11 | 1.2 | 89.19 | 77.72 |
| 30 | 150 | 0.15 | 0.11 | 1.2 | 78.12 | 77.72 |

Les paramètres d'apprentissage ont été choisis tels que le tau d'apprentissage $\eta = 0.1$ avec un nombre d'itérations maximum de 100.

Le tableau VI.3 montre que les valeurs prédites par le modèle neuronal avoisinent les valeurs expérimentales. Les résultats statistiques présentés dans le tableau VI.4 le confirme aussi, car il a été trouvé pour le groupe d'apprentissage et celui de validation que les coefficients de détermination R^2 sont respectivement (0.97 et 0.99), les racines de l'erreur quadratique moyenne sont respectivement (4.56 et 2.41) et les écarts absolus moyens sont respectivement (2.29 et 1.40). D'après ces résultats on peut conclure que le modèle neuronal explique très bien la variation de l'effort radial en fonction des paramètres de coupe.

Tableau VI.4 Valeurs statistiques du modèle (ANN) de l'effort radial

| Ensemble d'apprentissage | | Ensemble de validation | |
|--|------|--|------|
| R^2 | 0.97 | R^2 | 0.99 |
| Racine de l'erreur quadratique moyenne | 4.56 | Racine de l'erreur quadratique moyenne | 2.41 |
| Ecart absolu moyen | 2.29 | Ecart absolu moyen | 1.40 |
| Nombre des essais | 24 | Nombre des essais | 6 |

Les résidus des valeurs prédites du modèle neuronal de l'ensemble de validation et celui d'apprentissage sont tracés dans les figures VI.9a et VI.9b respectivement. Il est bien clair que la totalité des résidus se trouvent sur ou très proches de la ligne du zéro, à l'exception de quelques points dont l'erreur maximale ne dépasse pas 20%.

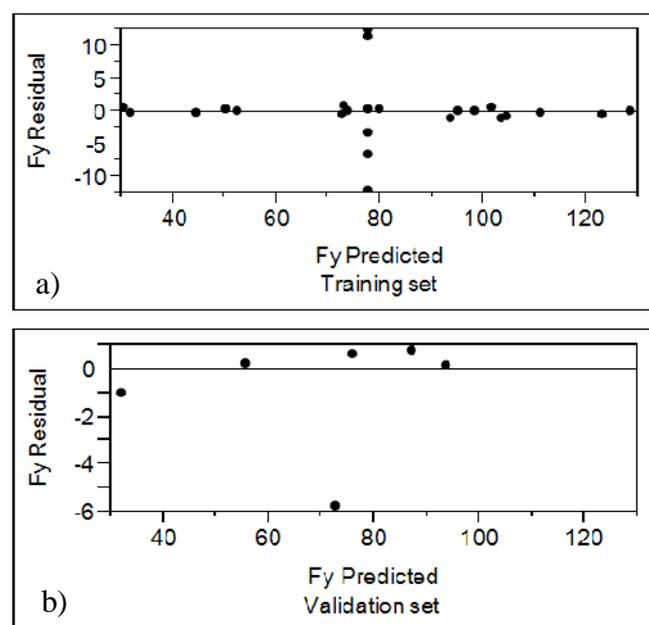


Figure VI.9 Valeurs résiduelles en fonction des valeurs prédites de l'effort radial: a) ensemble d'apprentissage, b) ensemble de validation.

Les valeurs des poids et des biais du modèle neuronal de l'effort radial (F_y) sont les suivant :

Pour la couche cachée

$$\begin{aligned}
 H1 &= \tanh (0.5 (-0.006 V_c + 21.543 a_p + -81.846 f + -5.812 r + 16.591)); \\
 H2 &= \tanh (0.5 (-0.018 V_c + -24.007 a_p + -12.322 f + -6.066 r + 10.000)); \\
 H3 &= \tanh (0.5 (-0.115 V_c + 8.132 a_p + -203.678 f + 4.682 r + 36.895)); \\
 H4 &= \tanh (0.5 (-0.044 V_c + -73.229 a_p + 33.301 f + 5.736 r + 4.094)); \\
 H5 &= \tanh (0.5 (-0.043 V_c + -90.286 a_p + 77.224 f + 5.072 r + 2.974)); \\
 H6 &= \tanh (0.5 (0.026 V_c + -47.811 a_p + -179.618 f + 10.945 r + 9.090)); \\
 H7 &= \tanh (0.5 (0.009 V_c + -0.580 a_p + 129.056 f + -2.166 r + -14.204)); \\
 H8 &= \tanh (0.5 (0.098 V_c + 11.153 a_p + 135.948 f + -10.567 r + -16.847)); \\
 H9 &= \tanh (0.5 (0.026 V_c + 86.946 a_p + -94.527 f + -2.474 r + -1.859)); \\
 H10 &= \tanh (0.5 (0.109 V_c + 26.118 a_p + -248.884 f + -12.248 r + 25.421)); \\
 H11 &= \tanh (0.5 (0.034 V_c + 75.541 a_p + -58.519 f + -4.188 r + -2.424)); \\
 H12 &= \tanh (0.5 (0.020 V_c + -55.514 a_p + 45.286 f + -1.684 r + -0.853)); \\
 H13 &= \tanh (0.5 (0.009 V_c + 41.687 a_p + 56.202 f + -4.379 r + -9.329)); \\
 H14 &= \tanh (0.5 (0.005 V_c + -4.827 a_p + 195.222 f + 7.477 r + -34.002)); \\
 H15 &= \tanh (0.5 (0.063 V_c + -12.475 a_p + 153.507 f + -3.759 r + -21.889)); \\
 H16 &= \tanh (0.5 (-0.006 V_c + 37.511 a_p + 76.732 f + 1.918 r + -13.814)); \\
 H17 &= \tanh (0.5 (-0.011 V_c + 9.969 a_p + -51.099 f + -0.057 r + 7.7846)); \\
 H18 &= \tanh (0.5 (-0.029 V_c + 37.705 a_p + -44.345 f + -5.206 r + 13.988)); \\
 H19 &= \tanh (0.5 (0.004 V_c + 12.436 a_p + -34.347 f + 2.017 r + 1.408)); \\
 H20 &= \tanh (0.5 (-0.080 V_c + -3.188 a_p + 290.504 f + 0.134 r + -23.514))
 \end{aligned}$$

Pour la couche de sortie

$$\begin{aligned}
 O &= -1.156 H1 + -2.698 H2 + -5.163 H3 + -7.243 H4 + -11.745 H5 + 7.068 H6 + 0.917 H7 \\
 &+ -4.807 H8 + 7.652 H9 + -7.978 H10 + 6.344 H11 + -3.460 H12 + -2.999 H13 + 5.456 H14 \\
 &+ 2.743 H15 + -2.614 H16 + 0.641 H17 + 3.598 H18 + 0.030 H19 + 9.888 H20 + 78.511
 \end{aligned}
 \tag{VI.11}$$

Où $O = F_y$ prédit

VI.5 Modélisation de l'effort tangentiel (F_z) par un réseau de neurones artificiel (ANN)

La structure du réseau de neurones qui a été adopté pour la modélisation de l'effort tangentiel est 4-25-1. Cette dernière est composée d'une couche d'entrée à 4 nœuds (au nombre de paramètres), une couche cachée à 25 nœuds ayant une fonction de transfert tangente hyperbolique et une couche de sortie à 1 nœud ayant une fonction de transfert linéaire. L'apprentissage du réseau a été effectué par 25 essais, et les 5 autres ont été utilisés pour la validation du modèle.

Tableau VI.5 Résultats expérimentaux et du modèle ANN de l'effort tangentiel

| Essai | V_c (m/min) | ap (mm) | f (mm/rev) | r (mm) | $F_z \text{ exp}$ (N) | $F_z \text{ pré}$ (N) |
|-------|------------------|--------------|-----------------|-------------|--------------------------|--------------------------|
| 1 | 100 | 0.25 | 0.08 | 1.6 | 102.7 | 103.17 |
| 2 | 200 | 0.05 | 0.08 | 0.8 | 18.16 | 18.47 |
| 3 | 150 | 0.05 | 0.11 | 1.2 | 23.25 | 21.23 |
| 4 | 150 | 0.15 | 0.08 | 1.2 | 80.33 | 75.93 |
| 5 | 150 | 0.15 | 0.11 | 1.6 | 89.8 | 89.63 |
| 6 | 150 | 0.25 | 0.11 | 1.2 | 116.14 | 115.77 |
| 7 | 200 | 0.25 | 0.08 | 1.6 | 84.51 | 85.52 |
| 8 | 100 | 0.05 | 0.14 | 0.8 | 42.39 | 42.75 |
| 9 | 200 | 0.25 | 0.14 | 1.6 | 132.5 | 133.78 |
| 10 | 150 | 0.15 | 0.11 | 1.2 | 69.96 | 78.18 |
| 11 | 200 | 0.15 | 0.11 | 1.2 | 84.36 | 83.03 |
| 12 | 200 | 0.05 | 0.14 | 1.6 | 53.35 | 53.89 |
| 13 | 200 | 0.05 | 0.14 | 0.8 | 34.29 | 35.13 |
| 14 | 200 | 0.05 | 0.08 | 1.6 | 25.26 | 27.74 |
| 15 | 150 | 0.15 | 0.14 | 1.2 | 100.75 | 100.66 |
| 16 | 100 | 0.05 | 0.14 | 1.6 | 49.69 | 50.27 |
| 17 | 200 | 0.25 | 0.08 | 0.8 | 93.84 | 94.95 |
| 18 | 150 | 0.15 | 0.11 | 1.2 | 81.32 | 78.18 |
| 19 | 100 | 0.05 | 0.08 | 1.6 | 40.29 | 40.38 |
| 20 | 100 | 0.25 | 0.14 | 1.6 | 138.06 | 137.85 |
| 21 | 100 | 0.25 | 0.14 | 0.8 | 142.54 | 142.10 |
| 22 | 200 | 0.25 | 0.14 | 0.8 | 132.18 | 131.78 |
| 23 | 150 | 0.15 | 0.11 | 0.8 | 73.13 | 73.75 |
| 24 | 150 | 0.15 | 0.11 | 1.2 | 71.93 | 78.18 |
| 25 | 150 | 0.15 | 0.11 | 1.2 | 73.85 | 78.18 |
| 26 | 100 | 0.25 | 0.08 | 0.8 | 90.36 | 92.13 |
| 27 | 100 | 0.15 | 0.11 | 1.2 | 85.49 | 85.42 |
| 28 | 100 | 0.05 | 0.08 | 0.8 | 23.73 | 25.45 |
| 29 | 150 | 0.15 | 0.11 | 1.2 | 64.78 | 78.18 |
| 30 | 150 | 0.15 | 0.11 | 1.2 | 93.67 | 78.18 |

Le tau d'apprentissage (η) a été établi à 0.1, et le nombre d'itérations maximum à 100. Le tableau VI.5 montre que les valeurs obtenues par le modèle neuronal sont proches de celles expérimentales. Les résultats statistiques présentés dans le tableau VI.6 indiquent pour le groupe d'apprentissage et celui de validation que les coefficients de détermination R^2 sont respectivement (0.98 et 0.98), les racines de l'erreur quadratique moyenne sont respectivement (4.61 et 3.67) et les écarts absolus moyens sont respectivement (2.33 et 3.06). Ces résultats nous mènent à dire que le modèle neuronal explique très bien la variation de l'effort tangentiel en fonction des paramètres d'usinage.

Tableau VI.6 Valeurs statistiques du modèle (ANN) de l'effort tangentiel

| Ensemble d'apprentissage | | Ensemble de validation | |
|--|------|--|------|
| R^2 | 0.98 | R^2 | 0.98 |
| Racine de l'erreur quadratique moyenne | 4.61 | Racine de l'erreur quadratique moyenne | 3.67 |
| Ecart absolu moyen | 2.33 | Ecart absolu moyen | 3.06 |
| Nombre des essais | 24 | Nombre des essais | 6 |

Les figures VI.10a et VI.10b présentent les valeurs résiduelles en fonction de celles prédites par le modèle neuronal de l'effort tangentiel. Il est bien clair que la totalité des résidus sont distribués au voisinage de la ligne zéro, à l'exception de quelques points dont l'erreur maximale est de 20%.

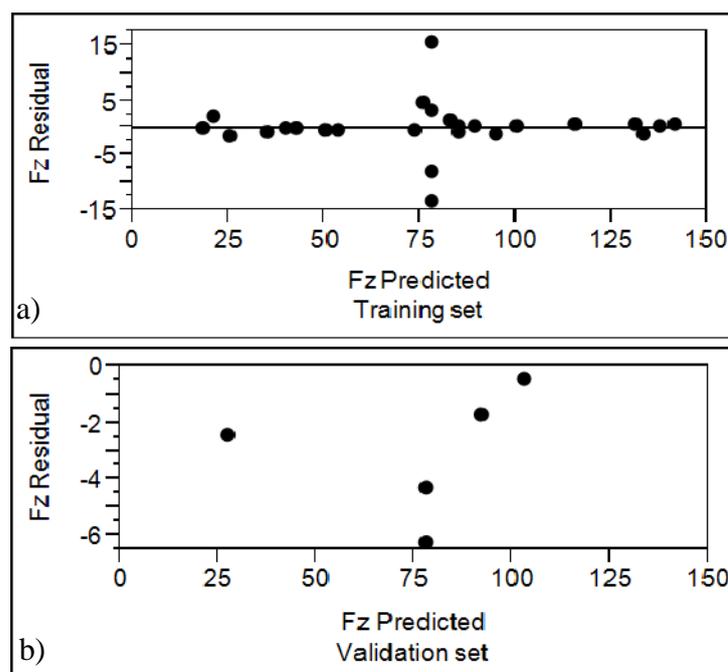


Figure VI.10 Valeurs résiduelles en fonction des valeurs prédites de l'effort tangentiel: a) ensemble d'apprentissage, b) ensemble de validation

Les valeurs des poids et des biais du modèle neuronal de l'effort tangentiel (F_z) sont les suivant : Pour la couche cachée

$$\begin{aligned}
 H1 &= \tanh(.5 * (-0.035 * V_c + -1.172 * a_p + 19.441 * f + 2.744 * r + -0.418)); \\
 H2 &= \tanh(0.5 * (-0.007 * V_c + -17.280 * a_p + -60.422 * f + -1.328 * r + 12.795)); \\
 H3 &= \tanh(0.5 * (0.063 * V_c + 11.651 * a_p + 105.774 * f + -5.269 * r + -18.234)); \\
 H4 &= \tanh(0.5 * (0.003 * V_c + 35.790 * a_p + -35.651 * f + 0.549 * r + -1.589)); \\
 H5 &= \tanh(0.5 * (-0.018 * V_c + 7.000 * a_p + 66.886 * f + 2.873 * r + -9.606)); \\
 H6 &= \tanh(0.5 * (0.008 * V_c + -17.379 * a_p + -72.365 * f + -0.121 * r + 11.253)); \\
 H7 &= \tanh(0.5 * (0.044 * V_c + -4.983 * a_p + 4.201 * f + -2.522 * r + -2.643)); \\
 H8 &= \tanh(0.5 * (0.047 * V_c + 47.296 * a_p + 12.919 * f + 4.229 * r + -21.168)); \\
 H9 &= \tanh(0.5 * (0.021 * V_c + 17.097 * a_p + 99.339 * f + -0.070 * r + -18.327)); \\
 H10 &= \tanh(0.5 * (0.005 * V_c + -38.992 * a_p + 18.737 * f + -2.002 * r + 3.213)); \\
 H11 &= \tanh(0.5 * (0.012 * V_c + -11.707 * a_p + -96.965 * f + -1.476 * r + 13.816)); \\
 H12 &= \tanh(0.5 * (0.000 * V_c + -45.440 * a_p + 33.578 * f + -1.147 * r + 2.860)); \\
 H13 &= \tanh(0.5 * (-0.016 * V_c + -2.885 * a_p + 1.187 * f + 1.027 * r + 0.499)); \\
 H14 &= \tanh(0.5 * (-0.076 * V_c + 8.428 * a_p + -86.746 * f + -1.362 * r + 20.402)); \\
 H15 &= \tanh(0.5 * (-0.022 * V_c + -4.825 * a_p + 148.630 * f + 2.126 * r + -15.131)); \\
 H16 &= \tanh(0.5 * (-0.003 * V_c + -35.556 * a_p + 31.179 * f + -1.308 * r + 2.985)); \\
 H17 &= \tanh(0.5 * (0.007 * V_c + 38.662 * a_p + -35.618 * f + 0.130 * r + -2.040)); \\
 H18 &= \tanh(0.5 * (0.022 * V_c + -18.065 * a_p + -148.459 * f + -5.690 * r + 23.975)); \\
 H19 &= \tanh(0.5 * (0.023 * V_c + -24.376 * a_p + -10.160 * f + 3.662 * r + -1.677)); \\
 H20 &= \tanh(0.5 * (0.004 * V_c + 29.378 * a_p + -33.069 * f + 0.559 * r + -1.252)); \\
 H21 &= \tanh(0.5 * (0.027 * V_c + -5.401 * a_p + 18.261 * f + 1.896 * r + -8.285)); \\
 H22 &= \tanh(0.5 * (-0.011 * V_c + -10.282 * a_p + -78.576 * f + 1.023 * r + 11.848)); \\
 H23 &= \tanh(0.5 * (-0.002 * V_c + 11.886 * a_p + -25.851 * f + -1.015 * r + 4.534)); \\
 H24 &= \tanh(0.5 * (-0.012 * V_c + -2.794 * a_p + -118.658 * f + 1.968 * r + 13.833)); \\
 H25 &= \tanh(0.5 * (-0.004 * V_c + -32.036 * a_p + 32.135 * f + -3.706 * r + 3.476))
 \end{aligned}$$

Pour la couche de sortie

$$\begin{aligned}
 F_z \text{ prédict} &= 1.823 * H1 + -2.749 * H2 + 4.711 * H3 + 4.745 * H4 + 2.063 * H5 + -3.168 * H6 \\
 &+ -1.668 * H7 + 4.169 * H8 + 2.581 * H9 + -6.201 * H10 + -3.717 * H11 + -5.809 * H12 + \\
 &0.401 * H13 + 3.535 * H14 + 1.506 * H15 + -3.311 * H16 + 3.731 * H17 + -4.207 * H18 + - \\
 &2.561 * H19 + 4.825 * H20 + -1.576 * H21 + -2.964 * H22 + 0.433 * H23 + -1.988 * H24 + - \\
 &3.892 * H25 + 78.743
 \end{aligned}
 \tag{VI.12}$$

VI.6 Comparaison entre les modèles ANN et RMS

Le tableau VI.7 récapitule les résultats de la modélisation par régression multiple et par réseau de neurones artificiel des paramètres technologiques. En se rapportant aux coefficients de corrélation R^2 , les résultats s'avèrent généralement satisfaisants. Ainsi, les modèles proposés peuvent être employés efficacement pour prédire la rugosité de surface et les efforts de coupe générés par le processus de tournage dur. Néanmoins, il est à noter que les modèles ANN produisent des résultats meilleurs comparés à ceux de la régression multiple. Concernant la rugosité de surface, le tableau montre que le modèle basé sur les paramètres de coupe, développé par la méthodologie de surface de réponse, a un coefficient de corrélation de 0.94, et que l'addition de la vibration de l'outil a mené à son amélioration jusqu'à 0.97. Par contre, le coefficient de corrélation du modèle neuronal basé seulement sur les paramètres de coupe est de 0.99 pour l'ensemble d'apprentissage et 0.96 pour l'ensemble de validation. Pour l'effort tangentiel, la différence entre les coefficients de corrélation des deux modèles est flagrante, car il se trouve que le coefficient de corrélation du modèle RSM est de 0.87 tandis que celui du modèle ANN est de 0.97 pour l'ensemble d'apprentissage et 0.99 pour l'ensemble de validation. Aussi, une petite amélioration du coefficient de corrélation du modèle neuronal de l'effort tangentiel est enregistrée.

Tableau VI.7 Comparaison entre les modèles RSM et ANN

| Modèle | Coefficient de corrélation R^2 | | |
|--------------------------------|----------------------------------|----------------------|-------------------|
| | RSM | ANN Apprentissage | ANN Validation |
| $Ra = f(Vc, ap, f, r)$ | 0.94 | 0.99 | 0.96 |
| $Ra = f(Vc, ap, f, r, Ay, Az)$ | 0.97 | | |
| $Fy = f(Vc, ap, f, r)$ | 0.87 | 0.97 | 0.99 |
| $Fz = f(Vc, ap, f, r)$ | 0.97 | 0.98 | 0.98 |

Les valeurs expérimentales et prédites par les modèles RSM et ANN de la rugosité de surface, de l'effort radial et tangentiel sont dessinées dans les figures VI.11a, VI.11b et VI.11c respectivement. On remarque que, par rapport à la courbe du modèle RSM de la rugosité de surface, celle du modèle ANN est parfaitement confondue avec la courbe des valeurs expérimentales. De même, la courbe des valeurs obtenues par le modèle ANN de l'effort radial présente moins de divergence comparée à la courbe du modèle RSM. Pour l'effort tangentiel, il est clair que les trois courbes ont la même allure excepté à quelques points d'essai où nous pouvons noter une petite divergence.

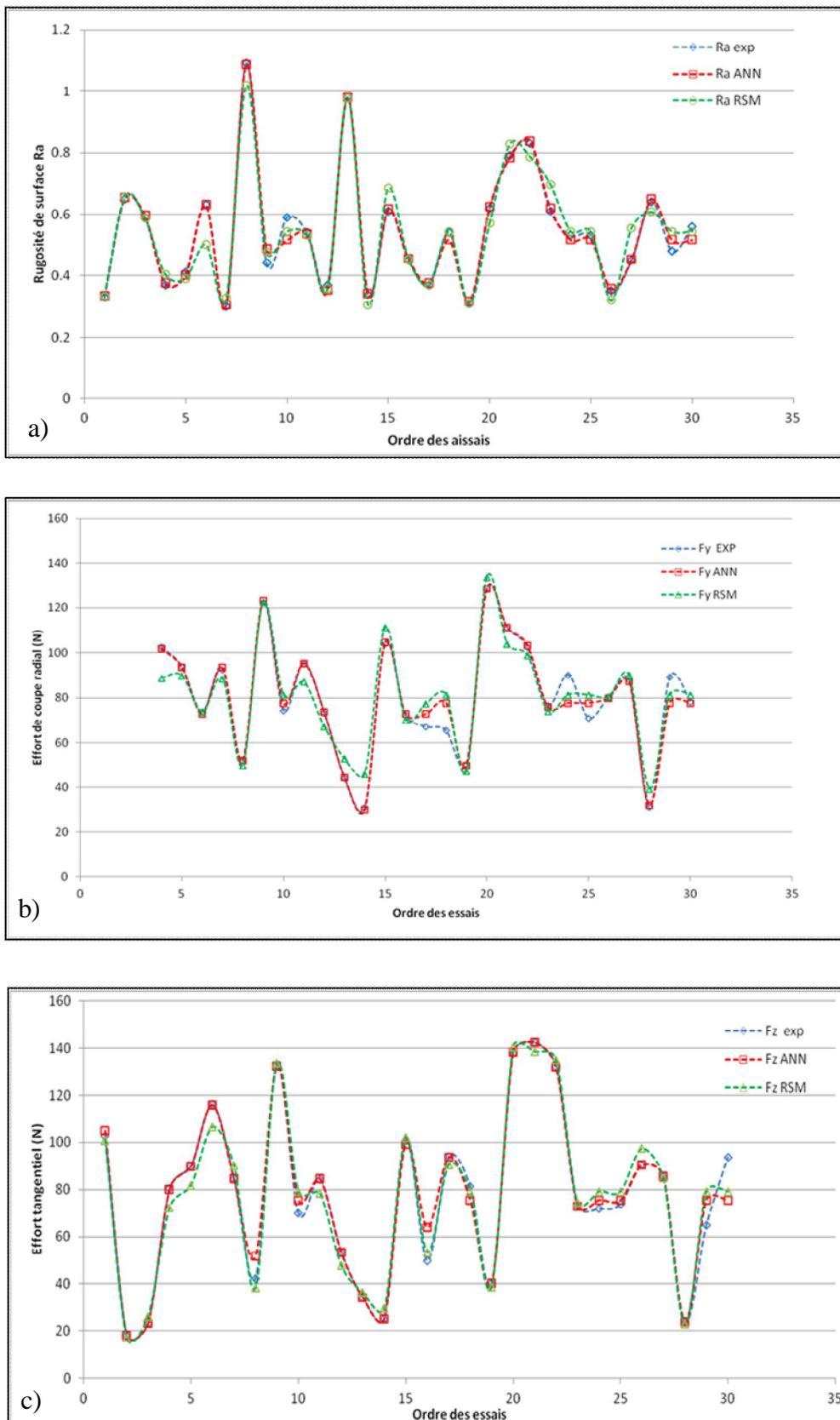


Figure VI.11 Comparaison entre les valeurs expérimentales, prédites par RSM et ANN : a) Rugosité de surface, b) Effort radial, c) Effort tangentiel.

VI.7 Conclusion

Dans cette dernière partie de thèse nous avons appliqué la technique ANN pour développer des modèles de prédiction de la rugosité de surface et des efforts de coupe. Ensuite, nous avons comparé les modèles ANN avec ceux développés par la méthodologie de surface de réponse RSM. D'où les conclusions suivantes ont été tirées :

1. L'application de la technique ANN sur un nombre limité d'expériences est capable de donner des résultats très satisfaisants. Les modèles obtenus ont été testés par une partie du plan expérimental qui n'a été pas introduite lors de l'apprentissage du réseau.
2. Le nombre des échantillons n'est pas l'issue principale pour obtenir une bonne prédiction. Les résultats dépendent aussi de la structure du réseau, qui peut être modifiée à travers le nombre des couches et des nœuds de la couche cachée. Aussi, il s'avère que les paramètres d'apprentissage jouent un rôle important dans l'amélioration du modèle.
3. Les modèles ANN expliquent la relation non linéaire entre les réponses étudiées et les paramètres d'usinage plus efficacement que les modèles de régression multiple. Dans le cas de la rugosité de surface, il a été même trouvé que le modèle ANN basé sur les paramètres de coupe (V_c , ap , f , r) est meilleur que celui de régression basé sur les paramètres de coupe et la vibration de l'outil (V_c , ap , f , r , A_y , A_z).

CONCLUSIONS GENERALES ET PERSPECTIVES

La thèse réalisée s'intéresse à une technologie récente qui est le tournage dur, et en particulier au tournage de finition de l'acier à roulement (100 Cr6) par la céramique mixte. Avant d'entamer ce travail, il a été mis dans l'esprit la nature complexe de ce procédé, qui résulte des différentes interactions entre les paramètres d'entrée et ceux de la sortie. Pour bien cerner le problème il fallait donc élargir le champ de l'étude à travers le nombre des paramètres, et de bien choisir l'approche expérimentale. D'une façon générale, on peut dire que les objectifs fixés sont en totalité atteints grâce aux techniques et moyens expérimentaux utilisés.

D'après les résultats obtenus, que nous avons étalés dans les différents chapitres de cette thèse, les conclusions suivantes ont pu être tirées:

- La méthodologie de surface de réponse englobant la planification des expériences, la modélisation, l'analyse statistique et l'optimisation est une approche efficace pour le traitement des problèmes de la fabrication mécanique.
- L'analyse de la variance a révélée que les composantes de l'effort de coupe sont principalement affectées par la profondeur de passe, et l'avance de l'outil avec un degré plus faible. Par contre, il a été trouvé que la vitesse de coupe n'a pas un effet significatif, et que le rayon du bec de l'outil influence seulement l'effort radial.
- La dominance de l'effort radial est une caractéristique du tournage dur. Il a été constaté qu'en plus de la localisation de la coupe dans la zone du chanfrein, et du retour élastique de la surface usinée, le refoulement de la matière est aussi une cause de la dominance de cet effort.
- L'augmentation de la profondeur de passe mène à la diminution de la pression de coupe, mais par contre fait augmenter considérablement les efforts, et par conséquent l'énergie consommée par le processus de coupe.
- L'usinage avec une profondeur de passe de 0.05 mm et un rayon de 0.8 mm conduit au refoulement de la matière usinée et à l'augmentation des vibrations de l'outil, qui font augmenter les valeurs de la rugosité de surface. L'amélioration de cette dernière peut se faire ; soit on faisant augmenter la profondeur de passe, ce qui rend le système d'usinage plus rigide, ou par l'emploi d'un outil ayant un rayon plus grand.
- La rugosité de surface, les composantes de l'effort de coupe, en particulier l'effort radial et les amplitudes des vibrations de l'outil sont très sensibles à l'usure de l'outil. Il est donc très

intéressant de surveiller l'usure et la stabilité du système usinant à travers la mesure vibratoire de l'outil, ou par la mesure des efforts de coupe.

- La meilleure rugosité de surface est obtenue en employant une petite avance et un grand rayon de bec.
- Les résultats des testes de confirmation ont prouvé que les modèles développés par la régression multiple sont efficaces à prédire les efforts de coupe et de la rugosité de surface. Ces modèles ont un intérêt industriel important.
- La méthodologie de surface de réponse a abouti à l'optimisation multiobjectif des conditions de coupe, ayant comme objectifs la minimisation de la rugosité de surface et les efforts de coupe. Les valeurs optimales sont : $ap = 0.05$ mm, $f = 0.09$ mm/rev, $r = 1.6$ mm et V_c variant de 115.40 à 118.29 m/min.
- Les cartes topographiques tridimensionnelles des surfaces usinées obtenues par la microscopie optique sont d'une grande importance dans l'investigation de la rugosité de surface.
- Le modèle de la rugosité de surface a été amélioré de 3.71% grâce à l'introduction de la vibration de l'outil.
- Les résultats de l'analyse de la variance ont prouvés que la vitesse de coupe et la profondeur de passe influencent considérablement la vibration de l'outil. Cette influence est deux fois plus importante dans la direction radiale que celle dans la direction tangentielle. L'avance a un effet significatif faible et seulement sur l'amplitude d'accélération dans la direction radiale.
- Les modèles basés sur les réseaux de neurones artificiels (ANN) sont plus efficaces à expliquer la relation non linéaire entre les réponses étudiées et les paramètres d'usinage, que ceux obtenus par la régression multiple.

Les perspectives établies au cours et après la réalisation de ce travail sont :

- Développer des modèles de prédiction incluant l'usure de l'outil de coupe.
- Etudier de façon profonde le mécanisme de formation de copeau en TD, tout en considérant la température générée par le processus.
- Étudier les contraintes résiduelles laissées par le processus d'usinage qui peuvent affecter la performance des pièces.
- Développer des modèles basés sur les algorithmes génétiques.

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- [**ABO 01**] Abouelatta O. B., Madl J. (2001) Surface roughness prediction based on cutting parameters and tool vibrations in turning operations. *J Mater Process Technol* 118:269–277.
- [**AOU 12**] Aouici H., Yallese M. A., Chaoui K., Mabrouki T., Rigal J. F. (2012) Analysis of surface roughness and cutting force components in hard turning with CBN tool: prediction model and cutting conditions optimization, *Measurement* 45 344–353.
- [**ARN 12**] Lionel A. (2012) Vibrations d’usinage Comment les identifier et les limiter. *Techniques de l’ingénieur*.
- [**ASL 07**] Aslan E., Camuscu N., Birgoren B. (2007) Design optimization of cutting parameters when turning hardened AISI 4140 steel (63 HRC) with Al₂O₃ + TiCN mixed ceramic tool. *Mater Design*; 28: 1618 – 1622.
- [**AST 10**] Astakhov V. P. (2010) *Geometry of Single-Point Turning Tools and Drills. Fundamentals and Practical Applications*. London: Springer.
- [**BAL 88**] Doni J. G., Buljan S. T. (1988) Ceramics for machining. *Am Ceram Soc Bull* ;67:381–6.
- [**BAR 12**] Bartarya G., Choudhuryb S. K. (2012) Effect of cutting parameters on cutting force and surface roughness during finish hard turning AISI52100 grade steel. *Procedia CIRP* 1; 651–656.
- [**BEN 03**] Benga G. C., Abrao A. M. (2003) Turning of hardened 100Cr6 bearing steel with ceramic and PCBN cutting tools. *J Mater Process Technol*; 143: 237–241.
- [**BON 94**] Bonifacio M. E. R, Diniz A. E. (1994) Correlating tool wear, tool life, surface roughness and tool vibration in finish turning with coated carbide tools. *Wear* 173(1–2):137–144.
- [**BOU 10**] Bouacha K., Yallese M. A. Mabrouki T., Rigal J. F. (2010) Statistical analysis of surface roughness and cutting efforts using response surface methodology in hard turning of AISI 52100 bearing steel with CBN tool. *Int J Refract Met Hard Mater*; 28: 349–361.
- [**CHE 08**] Chelladurai H., Jain V. K., Vyas N. S. (2008) Development of a cutting tool condition monitoring system for high speed turning operation by vibration and strain analysis. *Int J Adv Manuf Technol* 37:471 – 485.
- [**CHO 04**] Chou Y. K., Song H. (2004) Tool nose radius effects on finish hard turning. *J Mater Process Technol*; 148(2): 259 – 268.
- [**CHO 04**] Chou Y.K., Song H. (2004) Tool nose radius effects on finish hard turning. *J Mater Process Technol*; 148(2): 259–268.
- [**CHU 11**] Chunxiang M., Jie M., Eiji S., Toshimichi M. (2011) Analysis of regenerative chatter suppression with adding the ultrasonic elliptical vibration on the cutting tool Chunxiang. *Precision Engineering* 35 329–338
- [**DAR 00**] Darwish S.M. (2000): The impact of the tool material and the cutting parameters on surface roughness of supermet 718 Nickel superalloy. *Int. J. Materials Processing Technology* 97 10-18.
- [**DAV 11**] Davim J. P. (2011) *Machining of hard materials*. London: Springer-Verlag. ISBN 1849964505, 9781849964500. doi:10.1007/978-1-84996-450-0
- [**DAV 96**] Davies M. A., Burns T. J., Evans C. J. (1997) On the dynamics of chip formation in machining hard metals. *CIRP Annals – Manufacturing Technology* 46(1): 25–30.

- [DEL 10] Delijaicov S., Leonardia F., Bordinassi E.C., Batalha G.F. (2010) Improved model to predict machined surface roughness based on the cutting vibrations signal during hard turning. *Archives of Mater Sci Eng* 45-2: 102-107.
- [DER 80] Derringer G. et al. (1980) Simultaneous optimization of several response variables. *JQT*, tome 12.
- [DIN 05] Diniz A. E., Gomes D. M., Braghini A. (2005) Turning of hardened steel with interrupted and semi-interrupted cutting. *Journal of Materials Processing Technology*, 159, 240 – 248.
- [DUM 01] Dumas J., Bennevault B. (2001) debuter la mesure vibratoire. 1-22.
- [DUR 09] Dureja J. S., Gupta V. K., Sharma V. S., Dogra M. (2009) Design optimization of cutting conditions and analysis of their effect on tool wear and surface roughness during hard turning of AISI-H11 steel with a coated-mixed ceramic tool. *J Eng Manuf*; 223 (B): 1441- 1453.
- [ELB 13] Elbah M., Yallese M. A., Aouici H., Mabrouki T., Rigal J. F. (2013) Comparative assessment of wiper and conventional ceramic tools on surface roughness in hard turning AISI 4140 steel. *Measurement*; 46: 3041–3056.
- [ELB 96] Elbestawi M. A., Srivastawa S. A. K., El-Wardany T. I. (1996) Model for chip formation during machining of hardened steel. *CIRP Annals – Manufacturing Technology* 45(1): 71–76.
- [ERO 02] Erol Z., Tugrul Ö. (2002) Hard turning technology. Report no. Marl-01 Manufacturing Automation and Research Laboratory. Rutgers, The State University of New Jersey USA.
- [FIE 89] Field M., Kahles J. F., Koster W. P. (1989) Surface finish and surface integrity. In: *Metals handbook*, vol 16, Machining, 9th edn. ASM International Materials Park, pp 19–36
- [GAI 09] Gaitonde V. N., Karnik S. R., Figueira L., & Davim J. P. (2009). Machinability investigations in hard turning of AISI D2 cold work tool steel with conventional and wiper ceramic inserts. *International Journal of Refractory Metals & Hard Materials*, 27, 754 – 763.
- [GIR] Girodin D., *Aciers à roulements pour applications aéronautiques, gilles dudragne snr roulements - BP 2017 - 74010 ANNECY Cedex – France*
- [GOU] GOUPY J. *Modélisation par les plans d’expériences, Techniques de l’Ingénieur, traité Mesures et Contrôle, P 275, p. 1-23.*
- [GRZ 95] Grzesik W. (1996) A revised model for predicting surface roughness in turning. *Wear*, 1995. 194: p.143-148.
- [GRZ 09] Grzesik W. (2009) Wear development on wiper Al 2 O 3 –TiC mixed ceramic tools in hard machining of high strength steel. *Wear* 266 1021–1028
- [GUD 11] Guddat J., M’Saoubi R., Alma P., Meyer D. (2011) Hard turning of AISI 52100 using PCBN wiper geometry inserts and the resulting surface integrity. *Procedia Engineering*; 19: 118 – 124.
- [HES 13] Hessainia Z., Kribes N., Yallese M.A., Mabrouki T., Ouelaa N., Rigal J. F. (2013) Turning roughness model based on tool-nose displacements. ISSN 1392 - 1207. *MECHANIKA*. 19(1): 112-119
- [HOR 08] Horng J. T., Liu N. M., Chiang K. T. (2008) Investigating the machinability evaluation of Hadfield steel in the hard turning with Al₂O₃/TiC mixed ceramic tool based on the response surface methodology. *J Mater Process Technol*.
- [HUA 07] Huang Y., Chou Y. K., Liang S. Y. (2007) CBN tool wear in hard turning: A survey on research progresses. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 35, 443 – 453.

- [HUA 05] Huang Y., Liang S.Y. (2005) Modeling of Cutting Forces under Hard Turning Conditions Considering Tool Wear Effect, Transactions of the ASME, Journal of Manufacturing Science and Engineering, 127 262-270.
- [JAN 96] Jang D.Y., Choi Y.G., Kim H.G., Hsiao A. (1996) Study of the correlation between surface roughness and cutting vibrations to develop an on-line roughness measuring technique in hard turning, Int J Mach Tools Manuf 36: 453-464.
- [JIA 05] Jiang H., Rajiv S., Xiaomin C., Vikram B., Yoichi M., Fukuo H., Thomas R. W., (2005) 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.
- [JIA 97] Jianxin D., Xing A. (1997) Wear resistance of Al₂O₃/TiB₂ ceramic cutting tools in sliding wear tests and in machining processes. J Mater Process Technol; 72:249-55.
- [KAC 13] Kacal A., Yildirim F. (2013) Application of grey relational analysis in high-speed machining of hardened AISI D6 steel. Proc IMechE partC: J Mec Eng Sci; 227 (7): 1566-1576.
- [KAL 85] Kalpakjian S. (1985) Manufacturing processes for engineering materials. Addison-Wesley Publishing Company.
- [KIR 04] Kirby E. D., Zhang Z., Chen J. C. (2004) Development of An Accelerometer based surface roughness prediction system in turning operation using multiple regression techniques. J Ind Technol 4(20):1-8.
- [KIS 99] Kishawy H. A., Elbestawi M.A. (1999) Effects of process parameters on material side flow during hard turning. Int J Mach Tools Manuf; 39: 1017 - 1030
- [KIT 97] Kitagawa T., Kubo A., Mackawa K. (1997) Temperature and wear of cutting tools in high speed machining of Inconel and Ti-6Al-6v-2Sn, Wear 202 142-148.
- [KUM 03] Kumar A. S., Durai A. R., Sornakumar T. (2003) Machinability of hardened steel using alumina based ceramic. International Journal of Refractory Metals & Hard Materials, 21, 109 - 117.
- [KUR 05] Kurt A., Seker U. (2005) The effect of chamfer angle of polycrystalline cubic boron nitride cutting tool on the cutting forces and the tool stresses in finishing hard turning of AISI 52100 steel. Mater Design; 26: 351- 356
- [L'VO 68] L'VOV N.P. (1968) Determining the minimum possible chip thickness. Maching and tooling, p45-46.
- [LAL 08] Lalwani D.I., Mehta N.K., Jain P.K. (2008) Experimental investigations of cutting parameters influence on cutting forces and surface roughness in finish hard turning of MDN250 steel. J mater process technol 206; 167-179.
- [LI 02] Li L., He N., Wang M., Wang Z.W. (2002) High speed cutting of Inconel 718 with coated carbide and ceramic inserts, Int. J.d Materials Processing Technology 129 127-130.
- [LI 94] Li X.S. (1994) Ceramic cutting tools: an introduction. Key Eng Mater; 96:1-18.
- [LIN 98] LIN S.C., Chang M.F. (1998) A study on the effects of vibrations on the surface finish using a surface topography simulation model for turning, International journal of machine tools and manufacture 38 763-782.
- [LIU 02] Liu Z.Q., Ai X., Wang H. Z. T., Wan Y. (2002) wear patterns and of mechanisms cutting tool in high speed face milling, Journal of materials

- processing technology 129 222-226.
- [LO 96] Lo Casto S., Lo Valvo E., Lucchini E., Maschio S., Piacentini M., Ruisi V. F. (1996) Machining of steel with advanced ceramic cutting tools. *Key Eng Mater*; 114:105–34.
- [LUO 99] Luo S.Y., Liao Y.S., Tsai Y.Y. (1999) Wear characteristics turning high hardness alloy steel by ceramic and CBN tools. *J. Mater. Proc. Technol.*, 88(1–3): 114–121.
- [MAN 10] Manuel Utilisateur (2010) Altisurf Manuel Phénix V2 FR 1.1.3.3 Altimet
- [MAS 01] Masahiko J., Masaomurakawa, (2001) development of a practical ultrasonic vibration cutting tool system. *Journal of material processing technology* 113 342-347.
- [MEN 04] Meng L., Jun-ichiro T., Akira T. (2004) Effect of tool nose radius and tool wear on residual stress distribution in hard turning of bearing steel. *J Mater Process Technol*; 150: 234 – 241
- [MIT 09] www.mitsubishicarbide.com
- [MUL] Jean-Philippe Muller. *Analyse spectrale, cours de physique appliquée.*
- [NAK 88] Nakayama K., Arai M., Kanda T. (1988) Machining characteristic of hard materials. *CIRP Annals – Manufact Technol*; 37: 89–92.
- [NES 11] Neseli S., Yaldız S., Türkes E. (2011) Optimization of tool geometry parameters for turning operations based on the response surface methodology. *Measurement*; 44: 580–587.
- [OLI 09] Adilson J. O., Anselmo E. D., Davi J. U. (2009) Hard turning in continuous and interrupted cut with PCBN and whisker-reinforced cutting tools. *Journal of Materials Processing Technology* xxx xxx–xxx.
- [OZE 07] Ozel T., Karpas Y., Figueira L., Davim J. P. (2007) Modeling of surface finish and tool flank wear in turning of AISI D2 steel with ceramic wiper inserts. *J Mater Process Technol*; 189: 192–198.
- [PAG 03] PAGÈS C. (2003) Comportement de revêtements céramiques sur outil en tournage à sec de finition, Thèse de doctorat.
- [PAI 12] Paiva A. P., Campos P. H., Ferreira J. R., Lopes L. G. D., Paiva E. J. Balestrassi P. P. (2012) A multivariate robust parameter design approach for optimization of AISI 52100 hardened steel turning with wiper mixed ceramic tool. *Int J Refract Met Hard Mater*; 30: 152–163.
- [POU 04] Poulachon G. (2004) Usinabilité des matériaux difficiles : application aux aciers durcis. *Techniques de l'ingénieur, BM7048.*
- [QUI 11] Guillem Q., Joaquim C. (2011) Chatter in machining processes: A review, *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 51 363–376
- [RAY 09] Raymond H. M., Douglas C. (2009) Montgomery, Christine M. Anderson cook Response surface methodology, Process and product optimization using designed experiments.
- [RIS 03] Risbood K.A., Dixit U.S., Sahasrabudhe A.D. (2003) Prediction of surface roughness and dimensional deviation by measuring cutting forces and vibrations in turning process. *J Mater Process Technol* 132: 203-214.
- [SAI 12] Saini S., Ahuja I. S., Sharma V. S. (2012) Influence of Cutting Parameters on Tool Wear and Surface Roughness in Hard Turning of AISI H11 Tool Steel using Ceramic Tools. *Int J Precision Eng Manuf* 13(8): 1295-1302.
- [SAL 09] Salgado D.R., Alonso F.J., Combero I., Marcelo A. (2009) In-process surface roughness prediction system using cutting vibration in turning. *Int j adv manuf technol* 43:40-51.
- [SAT 14] Satyanarayana K., Gopal A. V., Babu P. B. (2014) Analysis for optimal

- decisions on turning Ti-6Al-4V with Taguchi-grey method. Proc IMechE partC: J Mec Eng Sci; 228 (1): 152–157.
- [SHA 01] Sharman A., Dewes R.C., Aspinwall D.K. (2001) The Tool life when high speed ball nose end milling Inconel 718, Int. J. Materials Processing Technology 118 29-35.
- [SHA 93] Shaw M. C., Vyas A. (1993) Chip Formation in the Machining of Hardened Steel. CIRP Annals – Manufacturing Technology 42(1): 29–33.
- [SIC 98] Sick B. (1998) On-Line Tool Wear Monitoring in Turning Using Neural Networks. Neural Comput & Applic 7:356-366.
- [SON 05] Son S.M, LIM H.S., and AHN J.H. (2005) Effects of friction coefficient on minimum cutting thickness in micro cutting. Int J Mach Tools Manuf, 45p.529-535.
- [SUH 14] Suha K. S., Zahid A. K., Aas M. & Arshad N. S. (2014) A review of turning of hard steels used in bearing and automotive applications, Production & Manufacturing Research: An Open Access Journal, 2:1, 24-49
- [THA 06] Thangavel P., Selladurai V., and Shanmugam R. (2006) Application of response surface methodology for predicting flank wear in turning operation. Proc. IMechE Vol. 220 Part B.
- [THI 99] Thiele J.D., Melkote S.N. (1999) Effect of cutting edge geometry and workpiece hardness on surface generation in the finish hard turning of AISI 52100 steel. J Mater Process Technol; 94: 216–226.
- [THI 99] Thiele J.D., Melkote S.N. (1999) Effect of cutting edge geometry and workpiece hardness on surface generation in the finish hard turning of AISI 52100 steel. J Mater Process Technol; 94: 216–226.
- [THO 96] Thomas M., Beauchamp Y., Youssef A.Y., Masounave J. (1996) Effect of tool vibration on surface roughness during lathe dry turning process, Comput Ind Eng 31 (3–4): 637–644.
- [TLU 99] Tlusty J. (1999) Manufacturing Process and Equipment. Prentice Hall, ISBN-13: 978-0201498653.
- [TOB 58] Tobias S.A. and Fiswick W. (1958) Theory of regenerative machine tool chatter. Engineering, London, 258.
- [TÖN 00] Tönshoff H. K., Arendt C., Ben Amor R. (2000) Cutting of hardened steel. CIRP Annals –Manufact Technol; 49(2): 547 – 566.
- [TRA 05] Tournage dur, TRAMETAL, Mai 2005, pp. 6-12.
- [UPA 12] Upadhyay V., Jain P.K., Mehta N.K. (2012) In-process prediction of surface roughness in turning of Ti–6Al–4V alloy using cutting parameters and vibration signals. <http://dx.doi.org/10.1016/j.measurement.2012.06.002>.
- [WAR 88] Warnecke G., Bach P. (1988) Mechanical and material influences on machined surface in precision turning of steel with ceramics, in: Proceedings of the 16th North American Research Conference, pp. 209–216.
- [XIA 02] Xiao M., Karube S., Soutome T. K. (2002) Analysis of chatter suppression in vibration cutting, Sato International Journal of Machine Tools & Manufacture 42 1677–1685.
- [YAH 07] Yahya I. (2007) Investigating the machinability of tool steels in turning operations. Materials and Design 28 1417–1424.
- [YAL 05] Yallese M. A., Rigal J. F., Chaoui K., Boulanouar L. (2005) The effects of cutting conditions on mixed ceramic and cubic boron nitride tool wear and on surface roughness during machining of X200Cr12 steel (60 HRC); Proc. IMechE Vol. Part B: J. Eng Manuf 219.
- [YAL 10] Yallese M. A., Chaoui K., Zeghib N., Boulanouar L., Rigal J. F. (2009) Hard

- machining of hardened bearing steel using cubic boron nitride tool. *J Mater Process Technol*; 209: 1092 – 1104
- [**YAN 02**] Yann C. et Siarry P. (2002) *Optimisation multi-objectif*. Editions Eyrolles Paris.
- [**YOU 14**] Younès B. (2014) *Apprentissage par réseaux de neurones artificiels. EPAT'14 : Ecole de printemps sur l'apprentissage artificiel*. Carry-le –Rouet (France).
- [**ZHO 03**] Zhou J. M., Andersson M., Stahl J. E. (2003) The monitoring of flank wear on the CBN tool in the hard turning process. *Int J Adv Manufact Technol*; 22: 697 – 702
- [**ILH 11**] Ilhan A., Mehmet Ç. (2011) Modeling and prediction of surface roughness in turning operations using artificial neural network and multiple regression method. *Expert Systems with Applications* 38 5826–5832
- [**ASI 09**] Asiltürk I., & Ünüvar A. (2009) Intelligent adaptive control and monitoring of band intelligent adaptive control and monitoring of band. *Journal of Materials Processing Technology*, 209, 2302–2313.
- [**MUK 06**] Mukherjee, I., & Ray, P. K. (2006) A review of optimization techniques in metal cutting processes. *Computer and Industrial Engineering*, 50, 15–34.
- [**AZL 10**] Azlan M. Z., Habibollah H., Safian S. (2010) Prediction of surface roughness in the end milling machining using Artificial Neural Network. *Expert Systems with Applications* 37 1755–1768.
- [**HAY 94**] Haykin T.J. (1994) *Neural network, a comprehensive foundation*, Prentice-Hall.
- [**TOU 92**] Claude T. (1992) *Les Reseaux De Neurones Artificiels Introduction Au Connexionnisme Cours, Exercices Et Travaux Pratiques*.
- [**PAU 08**] Paulo D. J., Gaitonde V. N., Karnik S.R. (2008) Investigations into the effect of cutting conditions on surface roughness in turning of free machining steel by ANN models. *Journal of materials processing technology* 205 16–23.
- [**BER 08**] Bertrand L. (2008) *modélisations réseaux de neurones et de Kohonen EPF – cours de data mining 8 - Option Ingénierie d’Affaires et de Projets - Finance ère édition : octobre, pp 30.*

Les travaux de cette thèse ont été présentés via plusieurs articles et communications internationales qui sont comme suit :

Publications internationales:

Publication au « *International Journal of Advanced Manufacturing Technology, (Springer-Verlag London)*, DOI 10.1007/s00170-014-6559-z » facteur d'impact 1.78.

Titre: "Investigation and modeling of cutting forces and surface roughness when hard turning of AISI 52100 steel with mixed ceramic tool: cutting conditions optimization » Accepté le: 27 Octobre 2014

Auteurs: I. Meddour, M. A. Yallese, R. Khattabi, M. Elbah & L. Boulanouar

Publication au « *Springer International Publishing Switzerland 2015 M. Haddar et al. (eds.), Multiphysics Modelling and Simulation for Systems Design 419 and Monitoring, Applied Condition Monitoring 2*, DOI: 10.1007/978-3-319-14532-7_43 »

Titre: *Investigation and Modeling of Surface Roughness of Hard Turned AISI 52100 Steel: Tool Vibration Consideration*

Auteurs: I. MEDDOUR, M. A. YALLESE, H. AOUCI

Communications internationales :

Participation au « *International Conference on Mechanics and Energy* » ICME'2014, March 18-20, 2014, Monastir, TUNISIA

Auteurs: Meddour Ikhlas, Yallese Mohamed Athmane , Elbah Mohamed

Participation au « *3ème Séminaire International sur les Technologies Mécaniques Avancées* » STEMA2014, 08 et 09 Novembre 2014, Tlemcen

Auteurs: Meddour Ikhlas, Yallese Mohamed Athmane, Belhadi Salim

Participation au « *International Conference of Mechanics and Materials* » ICMM-2014, 16-17 November 2014, Sétif

Auteurs: Meddour Ikhlas, Yallese Mohamed Athmane, Belhadi Salim

Participation au « *International Conference Multiphysics Modelling and Simulation for Systems Design* » MMSSD'2014, Hammamet, 17-19 December 2014, TUNISIA

Auteurs: I. MEDDOUR, M. A. YALLESE, H. AOUCI