

ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE  
UNIVERSITÉ DU QUÉBEC

MÉMOIRE PRÉSENTÉ À  
L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE

COMME EXIGENCE PARTIELLE  
À L'OBTENTION DE LA  
MAÎTRISE EN GÉNIE MÉCANIQUE

M.Ing.

PAR  
AHMED HADJ ALI

ÉTUDE DE L'INFLUENCE DES CONDITIONS DE COUPE  
EN USINAGE 5 AXES SUR L'INTÉGRITÉ DES SURFACES PAR LA MÉTHODE  
DES SURFACES DE RÉPONSES

MONTRÉAL, Le 4 mai 2005

© Droits réservés de Hadj Ali Ahmed

CE PROJET A ÉTÉ ÉVALUÉE  
PAR UN JURY COMPOSÉ DE :

M. Jean François Châtelain, directeur de mémoire  
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure

M. Victor Songmene, codirecteur de mémoire  
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure

M. Stéphane Chalut, examinateur  
Bombardier Aéronautique

M. Antoine Tahan, président de jury  
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure

IL A FAIT L'OBJET D'UNE SOUTENANCE DEVANT JURY ET PUBLIC

LE 26 AVRIL 2005

À L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE

**ÉTUDE DE L'INFLUENCE DES CONDITIONS DE COUPE  
EN USINAGE 5 AXES SUR L'INTÉGRITÉ DES SURFACES PAR LA  
MÉTHODE DES SURFACES DE RÉPONSES**

Ahmed Hadj Ali

RESUMÉ :

Le fraisage avec outil à bout arrondi attire l'intérêt de l'industrie des moules et l'industrie aérospatiale qui ne cesse de rechercher des moyen pour améliorer la qualité de surface des moules. Cette article présente une étude de l'influence de l'orientation de l'outil et des paramètres de coupes et précisément la vitesse de coupe, la vitesse d'avance, la profondeur de passe, l'émersion, l'engagement et l'inclinaison de l'outil sur la rugosité et les contraintes résiduelles créés en surface lors du fraisage 5 axes de l'acier P20. Une approche combinée par plan d'expérience a été utilisée et des modèles de prédiction des contraintes sont développés.

Mots clés: Rugosité, Contraintes résiduelles, usinage 5 axes, acier à moule P20, plans d'expériences

**ÉTUDE DE L'INFLUENCE DES CONDITIONS DE COUPE  
EN USINAGE 5 AXES SUR L'INTÉGRITÉ DES SURFACES PAR LA  
MÉTHODE DES SURFACES DE RÉPONSES**

Ahmed Hadj Ali

**SOMMAIRE**

Le fraisage avec un outil à bout sphérique est très utilisé dans l'industrie des moules et l'industrie aérospatiale pour l'usinage des surfaces complexes. Il permet d'améliorer la productivité et l'état de surface des pièces usinées. La spécificité de cet outil, c'est qu'il peut être orienté dans différentes directions en cours d'usinage si on dispose d'une machine à 5 axes. Cette orientation influence les résultats obtenus et précisément l'intégrité de surface qui représente l'ensemble des données caractérisant une surface et sa sous couche, incluant la rugosité, la microstructure et les contraintes résiduelles. Ces éléments ont une forte influence sur la fabrication de moules et leur étude sera d'un gain appréciable pour l'industrie. D'une part, ça permettra d'améliorer la qualité de surface, de réduire le temps de polissage qui représente un pourcentage élevé de la période de production, d'autre part ça permettra d'améliorer la résistance à la fatigue, à la corrosion sous contrainte et à la rupture.

Ce mémoire de maîtrise présente une étude de l'influence des paramètres de coupe sur l'intégrité de surface de l'acier P20, utilisé pour la fabrication des moules d'injection. Les paramètres étudiés sont la vitesse de coupe, la vitesse d'avance, la profondeur de passe, l'émersion et les angles d'inclinaison et d'engagement de l'outil

Un plan d'expérience est utilisé. Il permet de réduire le nombre d'expérience, d'étudier l'interaction existante entre les paramètres de coupe et de prédire les réponses.

Des modèles empiriques appropriés sont proposés en fonction des paramètres d'usinage les plus significatifs pour la prédiction des paramètres extérieurs de rugosité qui représentent les caractéristiques géométriques du profil et pour la prédiction des contraintes résiduelles créées en surface, de la profondeur de stabilité de ces contraintes ainsi que leur état qui peut être nuisible ou bénéfique.

Il est montré que :

Les contraintes se stabilisent à fur et à mesure que la profondeur augmente en sous surface et que la valeur moyenne de la profondeur de stabilisation est de 0.55 mm et elle dépend essentiellement de l'angle d'engagement de l'outil.

Une orientation de l'outil perpendiculairement à l'avance (inclinaison) de l'ordre  $10^\circ$  à  $20^\circ$  permet d'améliorer la rugosité  $R_a$  alors que l'effet de l'angle d'engagement est tout à fait le contraire.

Il est possible de réduire le temps d'usinage de 44% tout en gardant le même état de surface, et qu'on peut diminuer les contraintes résiduelles en surface de 26% tout en gardant le même état de surface. Il est aussi possible de réduire la rugosité de 20% pour le même temps d'usinage, Ce qui représente un gain énorme pour l'industrie des moules.

## REMERCIEMENTS

Ce travail été réalisé grâce au soutien et à l'encouragement de plusieurs personnes.

Je tiens particulièrement à remercier mon directeur M. Jean-François Châtelain, professeur de génie mécanique à l'ÉTS et mon codirecteur M. Victor Songmene, professeur de génie mécanique à l'ÉTS pour leurs soutiens constants, sans qui la réalisation de ce travail n'aurait pu être complétée, ainsi que pour leur support financier.

Je ne peux passer sous silence le support moral de ma famille, spécialement ma grand-mère Loula, ma mère que j'aime tant, mon père, ma fiancée et mon épouse in cha Allah Fatma Ezzahra, mes sœurs, mon frère qui malgré la distance ont su m'encourager tout au long de mes études, et qui surtout ont nourri en moi cette soif de savoir, qui me pousse constamment à me perfectionner. Je tiens aussi à remercier mon cousin Amine, qui m'a encouragé grandement et sans relâche lors de la réalisation de ce laborieux travail.

## TABLE DES MATIÈRES

	Page
SOMMAIRE .....	iv
REMERCIEMENTS .....	vi
LISTE DES TABLEAUX.....	ix
LISTES DES FIGURES .....	x
INTRODUCTION .....	1
CHAPITRE 1 REVUE DE BIBLIOGRAPHIE.....	4
1.1 Introduction .....	4
1.2 Conditions de coupe .....	6
1.2.1 Stratégies de coupe.....	6
1.2.2 Orientation de l'outil .....	8
1.2.3 Comparaison des outils à bout plat (End mill) et à bout sphérique.....	9
1.3 État de surface .....	11
1.4 Contraintes résiduelles .....	14
1.5 Usure des outils de coupe.....	21
1.6 Plan d'expériences.....	22
1.7 Conclusion et formulation du problème.....	26
CHAPITRE 2 PROCÉDURE EXPÉRIMENTALE .....	28
2.1 Le centre d'usinage .....	28
2.2 Matériaux et pièce .....	29
2.3 Outil de coupe .....	30
2.4 Conditions d'usinages .....	31
2.5 Plan d'expériences.....	33
2.5.1 Choix du plan d'expérience.....	33
2.5.2 Codage des variables .....	34
2.5.3 Les données expérimentales .....	35
2.5.4 Modélisation.....	37
2.6 Procédures de mesure de réponses .....	41
2.6.1 Procédure expérimentale de mesure de la rugosité .....	41
2.6.2 Procédure expérimentale de mesure des contraintes résiduelles.....	41

CHAPITRE 3	ÉTAT DE SURFACE.....	44
3.1	Introduction .....	44
3.2	Images des profils de surfaces.....	48
3.3	Tableaux des mesures.....	50
3.4	Prédiction des paramètres mesurés perpendiculairement à l'avance .....	51
3.4.1	Analyse et modèles du second ordre .....	51
3.4.2	Analyse et modèles multiplicatif.....	61
3.4.3	Surfaces de réponses .....	69
3.5	Prédiction des paramètres mesurés parallèlement à l'avance .....	70
3.5.1	Analyse et modèles du second ordre .....	70
3.5.2	Analyse et modèles multiplicatif.....	75
3.5.2.1	Surfaces de réponses .....	79
3.6	Corrélation entre la rugosité et le temps d'usinage .....	80
CHAPITRE 4	CONSTRAINTES RÉSIDUELLES .....	83
4.1	Introduction .....	83
4.2	Tableaux des mesures :.....	83
4.3	Résultats des expériences .....	87
4.4	Modèles du second ordre et analyses .....	89
4.5	Modèles multiplicatifs et analyses .....	96
4.6	Surfaces de réponses .....	102
4.7	Prédiction de la profondeur de stabilisation des contraintes .....	104
4.8	Prédiction de l'état des contraintes (compression – tension) .....	106
4.9	Corrélation entre la rugosité et les contraintes résiduelles .....	109
CHAPITRE 5	DISCUSSION ET VALIDATION.....	111
5.1	Relation entre les paramètres .....	111
5.2	Interprétation des résultats de l'état de surface .....	114
5.3	Interprétation des résultats des contraintes résiduelles.....	117
5.4	Validation des modèles .....	120
5.4.1	Validation des modèles de la rugosité.....	121
5.4.2	Validation des modèles des contraintes résiduelles .....	123
CONCLUSION	.....	125
ANNEXES		
1	Définition des paramètres de rugosité .....	129
2	Profil des 46 pièces.....	133
3	Validations des modèles simplifiés finaux de prédiction de Ra.....	142
4	Les mesures de dureté .....	149
5	Usure de l'outil.....	151
6	Figures de distribution des contraintes résiduelles des 46 pièces usinées....	154
BIBLIOGRAPHIE	.....	162



## LISTE DES TABLEAUX

Tableau I	Composition de matériau .....	29
Tableau II	Outil de coupe à bout sphérique (ball nose) et plaquette boule.....	30
Tableau III	Nombre d'essais pour un plan composite à face centrée .....	34
Tableau IV	Plages de variation des facteurs et leurs niveaux.....	35
Tableau V	Matrice [X] des essais .....	36
Tableau VI	Les cut-off recommandés par la norme ISO 4228 .....	45
Tableau VII	Influence des paramètres de rugosité.....	47
Tableau VIII	Résultats de rugosité dans la direction perpendiculaire à l'avance ...	50
Tableau IX	Résultats de rugosité dans la direction parallèle à l'avance.....	50
Tableau X	Tableau des données.....	84
Tableau XI	Tableau des mesures d'une pièce.....	85
Tableau XII	Paramètres des expériences et des résultats.....	88
Tableau XIII	Valeurs de coefficients de régression et les P-Values.....	89
Tableau XIV	Coefficients des modèles .....	111
Tableau XV	Conditions de coupe des essais 47 et 48.....	120
Tableau XVI	Résultats de validation du fini de surface, essai 47.....	121
Tableau XVII	Résultats de validation du fini de surface, essai 48 .....	122
Tableau XVIII	Résultats de validation des contraintes résiduelles de l'essai 47.....	123
Tableau XIX	Résultats de validation des contraintes résiduelles de l'essai 48 ....	124
Tableau XX	Les mesures de dureté .....	150

## LISTES DES FIGURES

Figure 1	Phénomènes relatifs à la coupe des matériaux .....	5
Figure 2	Différentes trajectoires d'outil.....	7
Figure 3	Différentes stratégies d'usinage : (a)radial, (b) 3D offset, (c) raster .....	8
Figure 4	(a) Outil à bout arrondi et (b) Outil a bout Plat .....	10
Figure 5	Mécanisme de déformation lors de l'usinage .....	18
Figure 6	Effet de l'angle d'inclinaison sur l'usure de l'outil .....	21
Figure 7	Centre de fraisage 5 axes Hitachi .....	28
Figure 8	Pièce usinée .....	29
Figure 9	Stratégie d'usinage .....	31
Figure 10	Angle d'engagement.....	32
Figure 11	Angle d'inclinaison.....	32
Figure 12	Plans composites centrés dans les faces .....	34
Figure 13	Représentation des données expérimentales.....	35
Figure 14	Profilomètre, rugosimètre Mitutoyo SV 3000/400.....	41
Figure 15	Système RS 200 .....	42
Figure 16	Les 46 pièces mesurées.....	43
Figure 17	Mesure de contraintes résiduelles pour la pièce 43 .....	43
Figure 18	Profil de rugosité .....	46
Figure 19	Profils perpendiculaires à la direction d'avance.....	48
Figure 20	Profils parallèles à la direction d'avance.....	49
Figure 21	Pareto de la rugosité $R_a$ .....	51
Figure 22	Pareto de la rugosité $R_q$ .....	52

Figure 23 Pareto de la rugosité $R_z$ .....	52
Figure 24 Pareto de la rugosité $R_t$ .....	52
Figure 25 Pareto de la rugosité $R_k$ .....	53
Figure 26 Pareto de la rugosité $R_{vk}$ .....	53
Figure 27 Pareto de la rugosité $R_{pk}$ .....	53
Figure 28 Effet direct sur les paramètres de rugosité.....	54
Figure 29 Effet direct sur les paramètres de rugosité.....	55
Figure 30 Comparaison des valeurs expérimentales aux valeurs prédites.....	60
Figure 31 Pareto de la rugosité $\ln R_a$ .....	61
Figure 32 Pareto de la rugosité $\ln R_q$ .....	61
Figure 33 Pareto de la rugosité $\ln R_z$ .....	62
Figure 34 Pareto de la rugosité $\ln R_t$ .....	62
Figure 35 Pareto de la rugosité $\ln R_k$ .....	62
Figure 36 Pareto de la rugosité $\ln R_{pk}$ .....	63
Figure 37 Effet direct sur les paramètres de rugosité.....	63
Figure 38 Effet direct sur les paramètres de rugosité.....	64
Figure 39 Effet des interactions sur les paramètres de rugosité.....	65
Figure 40 Comparaison des valeurs expérimentales aux valeurs prédites.....	68
Figure 42 Surfaces de réponses.....	70
Figure 43 Pareto de la rugosité $R_{a//}$ .....	71
Figure 44 Pareto de la rugosité $R_{q//}$ .....	71
Figure 45 Pareto de la rugosité $R_{v//}$ .....	72
Figure 46 Pareto de la rugosité $R_{z//}$ .....	72
Figure 47 Comparaison des valeurs expérimentales aux valeurs prédites.....	74

Figure 48 Pareto de la rugosité $R_a//$ , .....	75
Figure 49 Pareto de la rugosité $R_q//$ , .....	75
Figure 50 Pareto de la rugosité $R_z//$ , .....	76
Figure 51 Pareto de la rugosité $R_v//$ , .....	76
Figure 52 Effet direct sur les paramètres de rugosité.....	77
Figure 53 Effets des interactions sur les paramètres de rugosité .....	77
Figure 54 Comparaison des valeurs expérimentales aux valeurs prédites.....	79
Figure 55 Surfaces de réponses de $R_a$ .....	80
Figure 56 Courbes de niveau pour le modèle multiplicatif.....	81
Figure 57 Courbes de niveau pour le modèle multiplicatif.....	82
Figure 58 Deux cas de distribution des contraintes résiduelles en surface .....	86
Figure 59 Effet des paramètres d'usinage.....	90
Figure 60 Observation versus prédiction .....	91
Figure 61 Observation versus prédiction .....	91
Figure 62 Résidus versus prédictions.....	91
Figure 63 Résidus versus prédictions.....	91
Figure 64 et Figure 65 Résidus versus engagement et inclinaison .....	92
Figure 66 Normalité des résidus .....	92
Figure 67 Comparaison des valeurs expérimentales aux valeurs prédites.....	93
Figure 68 Comparaison des valeurs expérimentales aux valeurs prédites.....	94
Figure 69 Pareto après simplification .....	94
Figure 70 Pareto après simplification .....	95
Figure 71 Pareto de contrainte minimale .....	96
Figure 72 Effet direct sur les contraintes minimales.....	97

Figure 73	Effet des interactions sur les contraintes minimales.....	98
Figure 74	Comparaison des valeurs expérimentales aux valeurs prédites.....	99
Figure 75	Pareto de contrainte maximale .....	99
Figure 76	Effet des interactions sur les contraintes maximales .....	100
Figure 77	Comparaison des valeurs expérimentales aux valeurs prédites.....	101
Figure 78	Surfaces de réponses.....	102
Figure 79	Surfaces de réponses.....	103
Figure 80	Profondeur de stabilisation de contraintes, pièce 19 .....	104
Figure 81	Pareto de la profondeur de stabilisation des contraintes.....	105
Figure 82	Effet de l'engagement sur la profondeur de stabilisation des contraintes .....	105
Figure 83	Pareto d'état des contraintes en surface.....	106
Figure 84	Effet des interactions sur l'état des contraintes .....	108
Figure 85	Comparaison de l'état des contraintes expérimentales et prédites .....	108
Figure 86	Courbes de niveau (modèles de rugosité (Ra) et de contraintes résiduelles minimales).....	109
Figure 87	Courbes de niveau (modèles de rugosité (Ra) et de contraintes résiduelles maximales).....	110
Figure 88	Homogénéités des modèles .....	112
Figure 89	Profil d'une pièce et distribution des contraintes .....	113
Figure 90	Effet direct des facteurs .....	114
Figure 91	Effet de l'émersion .....	115
Figure 92	Effets directs des facteurs.....	116
Figure 93	Usure de l'Outil 33 (agrandissement 10x et 40x).....	116
Figure 94	Géométrie de contact outil copeau .....	117

Figure 95 Échantillon de microdureté.....	118
Figure 96 Profil des contraintes résiduelles .....	119
Figure 97 Pièces usinée correspondant aux essais 47 et 78 .....	120

## INTRODUCTION

Le développement des industries aéronautiques et automobile a apporté de nouveaux défis technologiques, liés à la complexité croissante des produits et des nouvelles géométries modelées dans des systèmes de CAO. Ces géométries plus complexes imposent de nouvelles situations de fabrication pour le fraisage des moules et des matrices. C'est un motif important du développement de la nouvelle technologie de fraisage, à savoir le fraisage 5 axes, spécifiquement le fraisage avec outil à bout arrondi.

L'étude de ces nouvelles techniques de fraisage est très importante afin d'identifier dans quelles conditions ces techniques peuvent donner un meilleur résultat.

Il est souvent difficile de réaliser économiquement la qualité extérieure exigée, le polissage manuel des surfaces sculptées est alors nécessaire pour obtenir la rugosité extérieure désirée. Ce polissage accroît le temps de fabrication.

Le fraisage en 5 axes avec outil à bout arrondi est maintenant une des techniques qui peut donner d'énormes avantages dans les opérations d'usinage, potentiel pour la réduction significative du polissage manuel.

De nos jours, la fabrication des moules et des matrices est de plus en plus exigeante et concurrentielle. Cependant, la complexité des procédés d'usinage rend difficile le choix des conditions d'usinage optimales de manière fiable. D'autre part, le grand nombre de facteurs qui influencent et dont le fabriquant doit tenir compte, rendent encore plus difficile le choix de ces conditions. Parmi ces facteurs, on peut mentionner : le matériau, les caractéristiques géométriques de la pièce, la machine-outil, la méthode d'usinage, l'outil de coupe, les conditions de coupe, le fluide de coupe et l'interaction entre l'outil de coupe et la pièce.

Le matériau utilisé au cours de notre étude est l'acier de type P20 généralement utilisé pour la fabrication de moules par injection. Vu le nombre d'entreprises concernées surtout dans l'industrie des moules, il serait bénéfique de connaître quels sont les paramètres d'usinage qui permettent de produire le meilleur fini de surface afin de réduire les temps de polissage. Les critères de la qualité extérieure sont évalués pour des propriétés telles que les contraintes résiduelles, la variation de la dureté, la rugosité, etc.

Au cours de ce travail, la rugosité de la surface usinée et les contraintes résiduelles créées en surface sont analysées et l'influence des paramètres de coupe sur ces réponses est étudiée. Les équations reliant le niveau de rugosité, l'état des contraintes et leurs valeurs aux conditions d'usinage ont été déterminées. La planification du travail expérimental et l'analyse des résultats ont été effectuées selon la méthode des plans d'expériences.

Un facteur de contribution significatif au succès continu des procédés d'usinage a été l'amélioration continue de leur exécution technologique et économique. Les prévisions quantitatives fiables des diverses mesures d'exécution technologiques, de préférence sous forme d'équations, sont essentielles pour développer des stratégies d'optimisation et pour choisir des conditions de coupe optimales.

La présente mémoire est structurée comme suit :

- Le chapitre 1. Bibliographie traite des travaux déjà fait sur l'état de surface, les contraintes résiduelles, l'usure des outils et l'utilisation des plans d'expérience pour la modélisation empirique des équations de prédictions. On fait un bref passage sur les stratégies de coupe et sur l'outil à bout arrondi.
- Le chapitre 2. Procédures expérimentales présente le procédé et les outils de coupe, le matériau utilisé, les paramètres étudiés, le choix du plan d'expérience ainsi que la méthode de modélisation suivie.



- Le chapitre 3. État de surface étudie les conditions de coupe qui influencent le fini de surface et présente les modèles mathématiques de prédiction des paramètres de rugosité mesurés à partir des conditions et stratégies de coupe.
- Le chapitre 4. Contraintes résiduelles étudie les conditions de coupe qui influencent les contraintes résiduelles créées en surface ainsi que leurs profondeur de stabilisation et présente les modèles mathématiques de prédiction de ces contraintes résiduelles et de leurs états.
- Le chapitre 5. Discussions et validation établie des relations entre les paramètres de rugosité ainsi que les contraintes résiduelles et dresse une interprétation physique des résultats ainsi qu'une validation à travers une comparaison des résultats obtenus par les équations de prédictions à ceux obtenus après usinage.
- Le chapitre. Conclusion dresse les points essentiels de cette recherche et des suggestions pour les travaux futurs.

## CHAPITRE 1

### REVUE DE BIBLIOGRAPHIE

#### 1.1 Introduction

L'usinage des métaux est une technique de mise en forme par enlèvement de matière très développée et très répandue, La coupe des métaux fait intervenir de très nombreux phénomènes mécaniques, thermiques et métallurgiques d'une très grande violence (figure 1).

La coupe est caractérisée par une grande déformation du matériau entre son état de matériau de base et son état de copeau. Cette déformation se fait à l'état plastique pour tous les métaux ductiles; seuls les matériaux fragiles conduisent à une rupture interne du copeau qui provoque une fragmentation en fines particules. Ce phénomène est essentiellement mécanique, il se produit sous des efforts exercés par l'outil sur le copeau.

L'écoulement de copeau sur la face d'attaque de l'outil provoque un glissement sous forte pression résultant des actions mécaniques décrites ci-dessus.

Entre la face interne de coupe et l'outil, le phénomène de frottement qui résulte du mouvement relatif provoqué par la coupe à deux conséquences :

- Les efforts aux contacts du copeau et de l'outil résultent des propriétés frottantes des deux matériaux.
- Le glissement avec frottement provoque une usure de l'outil.

Les phénomènes thermiques sont la conséquence des précédents, le glissement interne de la matière s'accompagne d'un fort échauffement dans la masse du copeau et le glissement avec frottement du copeau sur la face de l'outil provoque un échauffement du copeau et de l'outil. Ces phénomènes ont des conséquences sur : le frottement outil copeau, les propriétés mécaniques du matériau de l'outil et les propriétés mécaniques, chimiques et métallurgiques du matériau à usiner.

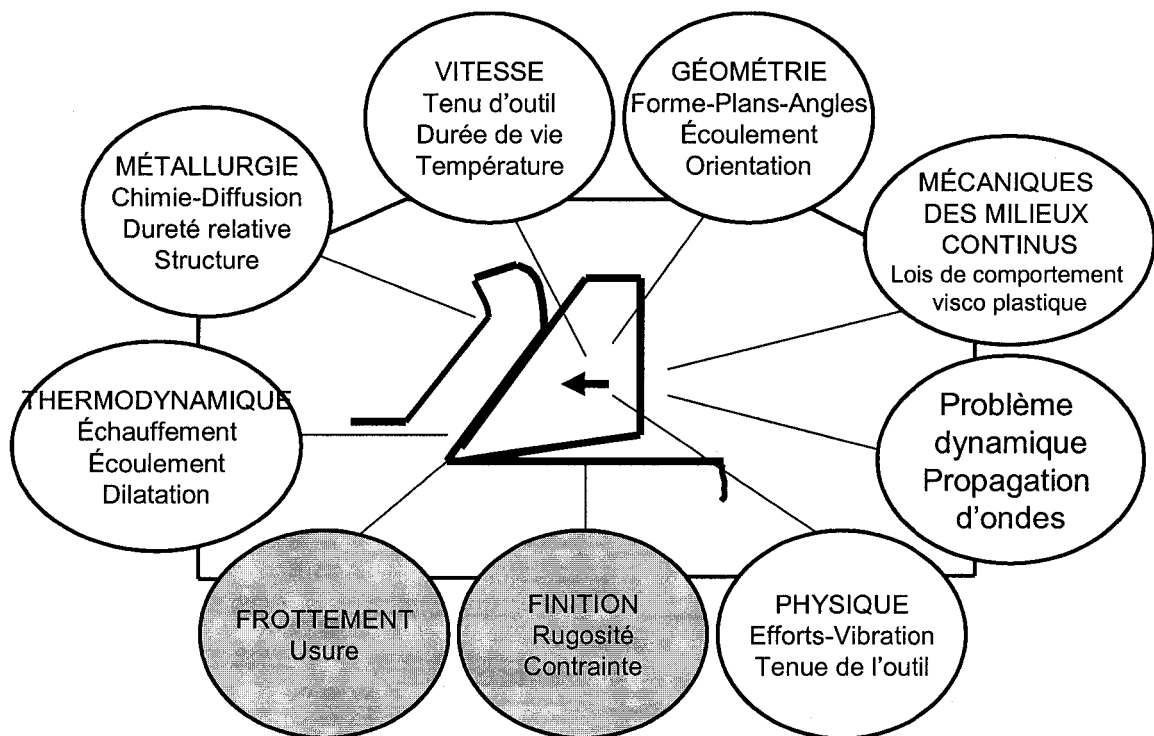


Figure 1 Phénomènes relatifs à la coupe des matériaux<sup>1</sup>

Les phénomènes métallurgiques affectant la surface usinée sont la conséquence des phénomènes thermiques, mécaniques et tribologiques. Parmi ces phénomènes on

<sup>1</sup> Tiré et adapté de L'informatique et la commande numérique [46].

retrouve l'écrouissage superficiel, le changement de la microstructure des différentes couches superficielles de l'élément usiné, la création des tensions résiduelles, etc.

Dans les paragraphes suivants, nous passons les revues et les travaux faits en usinage qui sont pertinents avec notre recherche.

## **1.2 Conditions de coupe**

Lors de l'usinage, plusieurs paramètres sont tenus en compte. L'application des paramètres appropriés améliore la qualité de la pièce finie. Pour cette raison, une étude approfondie de ces conditions de coupe doit être considérée.

### **1.2.1 Stratégies de coupe**

L'étude des stratégies de fraisage est un aspect important pour le choix de la stratégie adéquate à chaque géométrie usinée. Elles ont une influence significative sur la qualité de la surface, sur le temps de cycle et elles peuvent réduire le coût d'usinage de 30% [1].

Les recherches suivantes se sont concentrées sur l'étude des stratégies de coupe et particulièrement lors de l'usinage de surfaces complexes, tout en essayant d'optimiser le processus de coupe.

D'après Choy et Chan [3], les principales trajectoires d'outil jusqu'ici développées sont le mode aller simple, zigzag et contour parallèle. Les trajectoires aller simple et zigzag comme montré à la figure 2 sont des exemples simples et faciles à produire, mais l'inconvénient avec la trajectoire aller simple est qu'on aura une quantité considérable de temps non productif, alors que la trajectoire en Zigzag est une trajectoire de coupe bidirectionnelle au cours de laquelle le temps non productif est réduit. L'inconvénient de cette méthode est l'alternance de coupe qui cause des problèmes, comme le broutement de machine et l'usure rapide de l'outil.

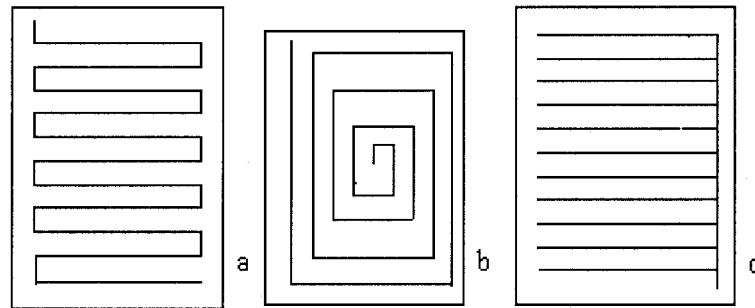


Figure 2 Différentes trajectoires d'outil  
(a) en Zigzag, (b) contournage parallèle, (c) en Zig<sup>2</sup>

En fraisage à grande vitesse le processus de planification et de choix de machine-outil est altéré par l'anomalie entre le temps de cycle idéal et réel. Monreal et Rodriguez [4] ont établi une méthodologie pour prédire le temps de cycle durant une opération de fraisage à grande vitesse en mode Zigzag et ils se sont intéressés à l'influence de l'orientation de cette trajectoire sur ce temps de cycle.

A.Ramos, Relvas et Simoes [5] ont analysé les stratégies radiale, raster et 3D offset lors de l'usinage d'une hélice. Cette étude démontre l'importance des stratégies d'usinage pour mesurer la rugosité ( $R_a$ ) de la surface. Pour les différentes stratégies étudiées, le temps d'usinage était presque le même. Il a été conclu que la stratégie 3D offset est la meilleure parmi ces stratégies, elle a permis d'avoir le meilleur fini de surface, la meilleure texture et le meilleur contrôle dimensionnel. La rugosité mesurée pour la stratégie Radial et Raster était de 11 à 25% plus grande que celle mesurée en 3D offset.

---

<sup>2</sup> Tiré et adapté de [3]

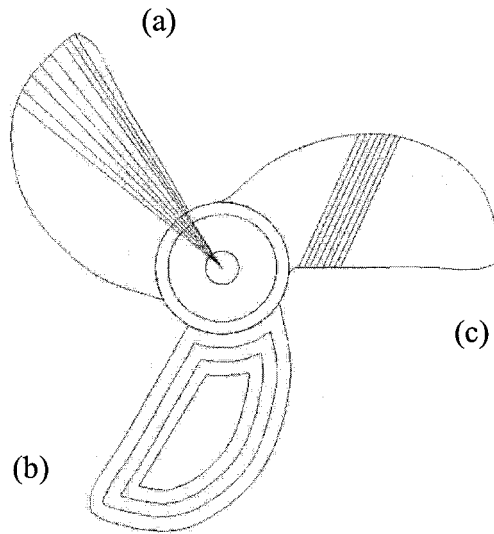


Figure 3 Différentes stratégies d'usinage : (a)radial, (b) 3D offset, (c) raster<sup>3</sup>

Baptista et Antune Simones [6], ont étudié l'influence de la direction d'avance lors d'usinage en 3 axes sur la rugosité ( $R_a$ ) et ils ont conclu que cette dernière n'a aucune influence.

### 1.2.2 Orientation de l'outil

Il est possible de produire des pièces précises en utilisant un fraisage triaxial conventionnel mais un fraisage en 5-axes permet d'améliorer cette précision. Pour cette raison il a été utilisé par H.K Tonshoff [2] pour produire des moules et des matrices et par Tae-soon Lim [8] pour produire un éventail de lame de turbine.

Au cours de ces dernières années, l'effet de l'orientation de l'outil sur la rugosité de surface a été étudié par divers chercheurs. Baptista et Antune Simoes [6] ont conclu qu'une orientation vers le bas de l'outil et un angle de la pièce entre  $10^\circ$  et  $20^\circ$

---

<sup>3</sup> Tiré et adapté de [5]

produisent la plus grande vie d'outil et la meilleure rugosité. Ils démontrent que la rugosité de la surface est améliorée avec une inclinaison dans la direction de l'avance.

Eduardo Diniz, Caldeiran Filhoa [7] ont conclu que pour une orientation horizontale de l'outil vers le bas on aura la meilleure vie d'outil. La longueur coupée sera de 50% plus élevée que pour toute autre direction.

Les expériences de Lim, Lee et kim [8] réalisées avec des angles d'engagement et d'inclinaison de la surface à usiner et les différentes directions d'avance. La flexion de la pièce, la rugosité de la surface et son usinabilité sont les réponses mesurées et le meilleur résultat obtenu réfère à une direction horizontale à l'intérieur et un angle d'inclinaison.

Tonshoff et Camacho [2] recommandent un angle d'inclinaison optimal de  $15^\circ$  lors du fraisage avec outil à bout arrondi.

Schulz et Hock [9] ont noté que pendant l'usinage avec outil à bout arrondi, des états défavorables de coupe peuvent être évités en employant un angle d'inclinaison. Ils ont présenté un modèle géométrique pour décrire le processus de coupe de cet outil avec un angle d'inclinaison. Ils ont conclu que la charge à laquelle est soumise l'arête tranchante est principalement déterminée par la trajectoire de coupe, la profondeur de passe et la distribution de la vitesse de coupe le long du tranchant. L'optimum angle d'inclinaison d'outil est compris entre  $10^\circ$  et  $20^\circ$  pour un fraisage à grande vitesse lors de l'usinage de moules et de matrices.

### **1.2.3 Comparaison des outils à bout plat (End mill) et à bout sphérique (Ball nose)**

Pour mieux comparer ces deux outils il faut analyser leurs performances sur différents types de surfaces : horizontale, inclinée, convexe et concave tous en les inclinant dans la direction d'avance et avec différentes directions ( $0^\circ$ ,  $45^\circ$ ,  $90^\circ$ ).

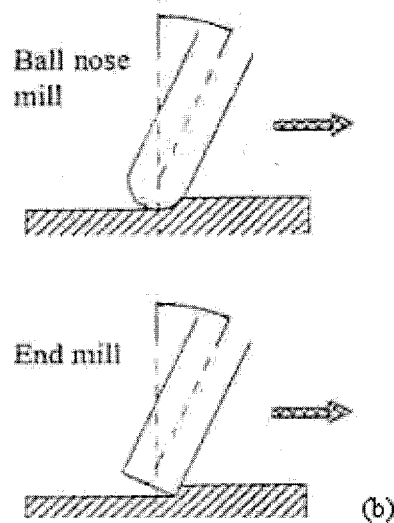


Figure 4 (a) Outil à bout arrondi et (b) Outil a bout Plat<sup>4</sup>

Des expériences ont été faites en 3 et en 5 axes avec les deux outils selon un angle d'engagement de  $15^\circ$  pour le ball nose Mill et de  $4^\circ$  pour le End mill. D'après K.Tonshoff, et Hernandez-camacho [2] ces angles sont les angles recommandé pour un meilleur état de surface.

R.Batista et F.Antune Simoes [6] ont conclu que pour chaque surface horizontale plane, le fraisage de bout 3 axes procure une meilleure rugosité que pour les opérations de fraisage à bout sphérique 3 et 5 axes. La rugosité maximale s'obtient en direction perpendiculaire au mouvement de l'outil quelle que soit la forme de la surface à usiner, tandis qu'en fraise de bout 5 axes, la rugosité maximale s'obtient dans la direction de mouvement de l'outil et les meilleurs résultats de rugosité sont obtenus avec fraise de bout 5 axes sauf exception pour le cas d'un plan horizontal.

---

<sup>4</sup> Tiré et adapté de [6]



### 1.3 État de surface

L'étude de l'état de surface est importante pour des pièces telles que les moules utilisés pour le moulage par injection ou des matrices pour les pièces forgées de précision. La qualité de ces derniers affecte directement la qualité des pièces produites [1]. Certains états critiques de service exigent que l'état de surface des composants soit considéré car il affectera le coût, la durée de vie et la fiabilité des pièces.

Ces moules et matrices usinées doivent satisfaire les conditions extérieures de texture (rugosité et caractère onduleux). Traditionnellement, pour la rugosité extérieure, l'écart moyen arithmétique ( $R_a$ ) est utilisé en tant qu'un des principaux critères pour évaluer la qualité du fini de surface.

Le processus de fabrication, en particulier l'usinage, joue un rôle important pour déterminer les niveaux d'intégrité de surface qui peuvent être réalisés [10]. L'usinage inclut tous les processus qui peuvent être employés pour obtenir des pièces mécaniques avec toutes les caractéristiques dimensionnelles et géométriques imposées. Le processus de fraisage a beaucoup d'avantages tels que la flexibilité, le bas prix et la simplicité de la gamme d'usinage.

Le fraisage à 5 axes est maintenant une des techniques qui peut donner d'énormes avantages dans les opérations d'usinage potentiel pour la réduction significative de la finition manuelle exigée. Plusieurs études ont été menées dans ce sens et étaient consacrées plus précisément sur l'effet du fraisage 5-axes sur l'état de surface.

Lee et Dewes [11], ont obtenu une meilleur rugosité en usinant à grande vitesse, l'inconel 718 avec un outil à bout arrondi incliné et cela est du à l'absence de vibration et aux faibles forces générées.

Lim et Chea-Moon Lee [8] ont mesuré la rugosité extérieure et la surface usinée avec diverses orientations de l'outil suivant la direction de coupe (inclinaison/engagement). Les résultats ont prouvé que la meilleure stratégie d'usinage pour les lames de turbine

avec une machine 5-axes est la direction horizontale en commençant du bout de la lame (inwrad) avec un angle d'inclinaison.

Warkentin et Bedi [12], ont présenté une nouvelle technique d'usinage de surface sphérique en 5-axes. La trajectoire de l'outil produit par la technique proposée engendre de faibles crêtes en surface pour une fraction du temps requis par le fraisage conventionnel en utilisant un outil à bout arrondi.

Tonshoff et Camacho [2] ont discuté la possibilité de fraiser avec des machines 3 et 5 axes des surfaces complexes pour la fabrication des matrices et des moules. Il s'est avéré qu'en usinant des cavités profondes et complexes avec un outil à bout plat ou arrondi et avec un petit diamètre et un grand rayon de bec, les angles d'inclinaison devraient s'étendre de  $-40^{\circ}$  jusqu'à  $-10^{\circ}$  dans un plan défini par la normale à la surface et la direction d'avance pour produire un meilleur fini et une meilleure vie de l'outil.

Des efforts de recherches ont été concentrés sur le fraisage des surfaces et l'optimisation des processus d'usinage. Ces problèmes ont été étudiés et des solutions ont été mises en application dans le développement de logiciels de fabrication assistée par ordinateur à savoir la conception de nouvelles stratégies d'usinage plus efficaces. L'étude de ces stratégies de fraisage est un aspect important et il y a nécessité d'identifier la stratégie d'usinage proportionnée pour une surface donnée. Cette matière est bien plus importante quand les objectifs incluent la rugosité.

Certains chercheurs ont étudié et analysé différentes stratégies de finition pour évaluer leur influence sur la rugosité. Parmi eux, Ramos et Relvas [5] qui ont analysé différentes stratégies de fraisage de finition pour une surface concave et une surface convexe. La qualité d'usinage a été évaluée par la comparaison de la rugosité et de la texture extérieure. Pour des paramètres de coupe constants trois stratégies de fraisage typiques ont été étudiées : radiale, raster et 3D offset et la stratégie 3D offset était la plus appropriée.

Choy et Chan [3] proposent des stratégies d'usinage de coin, le fraisage de poche a été présenté. Le principe pour améliorer la trajectoire de l'outil est d'enlever le matériau faisant le coin progressivement en employant un mouvement qui fait une boucle simple ou double, créant ainsi une trajectoire d'outil pour un meilleur fini de surface.

En plus des stratégies de coupe et de l'orientation de l'outil, la vitesse de coupe, la vitesse d'avance et la profondeur de passe peuvent aussi influencer la qualité de la surface générée par fraisage.

Kim et Chu [13] ont analysé la rugosité extérieure lors du fraisage de surfaces cylindriques et sphériques. La rugosité géométrique a été analysé en fonction de la vitesse d'avance, l'émersion radiale, le rayon de l'outil, l'arête tranchante, et le rayon de courbure de la surface. Ils ont conclu que les marques d'outils sont négligeables avec un outil à bout arrondi tandis qu'elles sont significatives avec un outil à bout plat alors que cet outil permet d'avoir un meilleur état de surface lorsque la vitesse d'avance est faible.

Mantle et Aspinwall [14] ont étudié l'état de surface de différents alliages de gamma titane aluminide et la majorité des valeurs de rugosité de surface enregistrées étaient inférieures à  $1.5\mu\text{m } R_a$ .

Étant donné le nombre élevé de paramètres qui se présentent lors de l'analyse d'un processus de fabrication, il est difficile de déterminer le rapport entre l'entrée du processus (variables indépendantes) et le rendement (réponse) qui dans notre cas, constitue la rugosité afin d'optimiser le tout. Le processus d'usinage est caractérisé par sa variabilité inhérente, le grand nombre d'essais exigés pour les variables indépendantes et l'effet de leurs variations aléatoires sur le rendement. Cependant, une expérience bien conçue peut sensiblement réduire le nombre d'expériences, et les conditions d'usinage optimal peuvent être réalisées par l'utilisation de la méthodologie de surface de réponse. Cette méthode a été employée pour l'analyse de rugosité.

Baradie [15] présente une étude développant un modèle de rugosité de surface pour le tournage de l'acier 140 BHN avec un outil en carbure et à une vitesse de coupe comprise entre 110 et 350 m/min

$$R_a = 208.3772V^{-0.5485} f^{0.9345} r^{-0.4312}$$

L'étude d'Axinte et Dewes [16] présente des modèles empiriques expérimentaux de résultats qui correspondent à l'intégrité de surface.

$$R_a = 6.642 + 0.008263v + 12.042f_z + 0.9257\alpha - 0.06784vf_z - 0.008679v\alpha - 7.297f_z\alpha + 0.06144vf_z\alpha + 1.4216L - 5.239L^{0.5} - 1.6546L^{1.5} + 0.007462L^2 - 6.01 \cdot 10^{-6} L^3$$

Les valeurs de rugosité ( $R_a$ ) obtenues dans tous ses essais étaient entre 0,36 et 2,18  $\mu m$ . Ces valeurs ont augmenté en raison d'une instabilité du processus et ont diminué avec un angle  $\alpha$  de 60° de la pièce dû à l'absence de l'effet de frottement provoqué par le centre de l'outil à 0°.

Quant à Wang et Chang [17], ils ont établi un modèle de rugosité lors d'un usinage à sec et lubrifié en utilisant la méthodologie de surfaces de réponse. Ils ont trouvé que les facteurs affectant l'usinage à sec sont la vitesse de coupe, la vitesse d'avance, et la géométrie de l'outil.

#### 1.4 Contraintes résiduelles

Les contraintes résiduelles sont présentes dans tout produit manufacturé et dans toute structure assemblée. Souvent leurs effets ne deviennent évidents que lorsque le produit ou la structure sont sollicités par des charges externes ou exposés à un environnement sévère.

Du point de vue résistance, les contraintes résiduelles de tension sont celles qui augmentent la susceptibilité au dommage par fatigue, à la corrosion sous contrainte, et

à la rupture. Les contraintes résiduelles de compression sont généralement bénéfiques puisqu'elles tendent à réduire ces susceptibilités.

Du point de vue stabilité dimensionnelle, les contraintes résiduelles de n'importe quelle nature peuvent avoir un effet nuisible et causer la distorsion des pièces.

La possibilité de prédire et de mesurer les contraintes résiduelles rapidement, facilement et avec précision devrait permettre le contrôle de leur intensité lors de la fabrication. De même, elles devraient tout au moins permettre au concepteur de tenir compte de leur présence.

Les contraintes résiduelles sont des contraintes qui persistent dans un corps en l'absence de toute sollicitation externe. Elles se créent quand le corps subit une déformation permanente ou une distorsion non uniforme. Elles sont aussi une manifestation des déformations élastiques que les éléments infinitésimaux d'un corps doivent subir pour rester compatibles entre eux. Les contraintes résiduelles sont statiques. Le volume sur lequel ces contraintes s'auto équilibrent peut exister à l'échelle moléculaire ou macroscopique.

Les origines des contraintes sont très diverses et peuvent être séparées en trois catégories : mécanique, thermique, et métallurgique. Selon les investigations faites dans le passé, la cause des contraintes résiduelles a été attribuée à l'effet mécanique et aux charges thermiques. Henriksen [18] a suggéré que la force mécanique sur l'outil soit la cause primaire et que l'effet de l'effort thermique est négligeable. Okushima et Kokino [20] ont estimé que les contraintes résiduelles de tension sont provoquées par la charge thermique et celles de compression par la charge mécanique. Liu et Barash [19] appuient la suggestion des Henriksen.

Chou [21] a également estimé que les contraintes résiduelles de tension sont affectées par la charge thermique, mais si la charge mécanique a comme conséquence des

contraintes résiduelles de tension ou de compression cela est décidé par la déformation élastique dans la sous-surface.

Axinte et Dewes [16] ont fait l'étude de l'effet d'usinage à grande vitesse avec un outil à bout sphérique revêtu de nitrure d'aluminium et de titane sur les contraintes. Les paramètres étudiés sont la vitesse de coupe, la vitesse d'avance et l'orientation de l'outil. Les mesures ont été effectuées par diffraction de rayons X. Ils ont conclu que la vitesse de coupe et d'avance croissante ont causé des contraintes de compression qui diminuent suite à l'augmentation probable de l'effet thermique. Avec un grand angle d'inclinaison, ces contraintes de compression sont inférieures à cause de l'absence de l'effet de frottement (mécanique) provoqué par le centre de l'outil à bout arrondi.

La variation des contraintes résiduelles de l'alliage de titane IMI-834 en fonction du fraisage suivant différentes vitesses de coupe, d'avance et de profondeurs de coupe a été déterminée par la technique du trou par Sridhar, Devananda, Ramachandra et Bhat [23]. Les contraintes résiduelles se sont avérées de compression de nature et dépendent des paramètres de fraisage. Un traitement thermique a été appliqué et il s'est avéré soulager ces contraintes résiduelles. Le degré de détente augmente avec l'augmentation de la température. Ils ont déterminé des températures optimales pour lesquelles la relaxation significative s'est produite sans compromettre la microstructure et le comportement mécanique du matériau.

L'étude expérimentale de Bouzid Sai, Ben Salah et Lebrun [24] leur a permis d'analyser différentes caractéristiques de surface usinée. Ils ont analysé l'évolution des contraintes résiduelles pour un fraisage de finition de l'acier au carbone et de l'acier inox duplex. Les paramètres étaient la vitesse de coupe et d'avance. La technique utilisée était celle du trou. La conclusion principale était qu'avec de grandes vitesses de coupe les contraintes résiduelles de surface seront de tension et affecteront une profondeur de 100 à 150  $\mu m$ .

Pour El-Khabeery et Fattouh [25], les effets de la vitesse de coupe, d'avance et la profondeur de passe sur la distribution des contraintes résiduelles sur la surface usinée par fraisage de cinq matériaux différents ont été déterminés en utilisant une technique électrolytique. L'analyse des données a été faite par la méthodologie de surfaces de réponses. Ils ont conclu que les contraintes résiduelles sont au maximum à la surface usinée et diminuent en profondeur et que la valeur maximale des contraintes résiduelles augmente généralement avec l'augmentation de la vitesse d'avance, de la vitesse de coupe et de la résistance en tension du matériau. Ils ont eu une bonne corrélation entre les résultats expérimentaux et analytiques obtenus à partir de la méthodologie de surfaces de réponses.

L'étude de Mantle et Aspinwall [14] concerne l'intégrité de surface du gamma titane aluminide pour un fraisage à grande vitesse. Plusieurs réponses ont été étudiées, soit les contraintes résiduelles, la microdureté et la rugosité. Les contraintes résiduelles ont été mesurées par la méthode du trou et il s'est avéré qu'elles sont de nature compressive supérieures à 500 MPa.

La qualité de surface incluant les contraintes résiduelles de l'alliage d'aluminium a été étudiée par Kuang-Hua Fuh et Chih-Fu Wu [26, 27]. Les paramètres considérés sont la vitesse de coupe, la vitesse d'avance, la profondeur de passe, le rayon du bec de l'outil et la largeur de l'arête tranchante. L'analyse des données a été réalisée par la méthode de Takushi et des surfaces de réponses. Il ont conclu que généralement les contraintes résiduelles augmentent avec une augmentation de la vitesse d'avance et diminuent avec une augmentation de la vitesse de coupe et que les contraintes résiduelles produites dans le processus de fraisage sont de tension sur la surface usinée et augmentent rapidement jusqu'à une valeur maximum mais par la suite diminuent jusqu'à devenir constantes en profondeur.

Un modèle prédictif affecté par les conditions de coupe et les géométries d'outil ne fournit pas d'explication satisfaisante pour la qualité de surface concernant ces

paramètres. Une explication pour l'effet de ces paramètres peut être fournie par le mécanisme de coupe.

La figure 5 représente la géométrie du contact d'outil/copeau pendant le processus d'usinage. Elle est divisée en trois régions. La première région, à savoir la zone de cisaillement, indique une déformation plastique du matériau au niveau du copeau. La seconde zone de déformation est l'endroit où le frottement outil-copeau se produit et la région au-dessous du bec de l'outil est la troisième. Un regard étroit à ces régions indique que l'état de surface est plus influencé par la première et la troisième région.

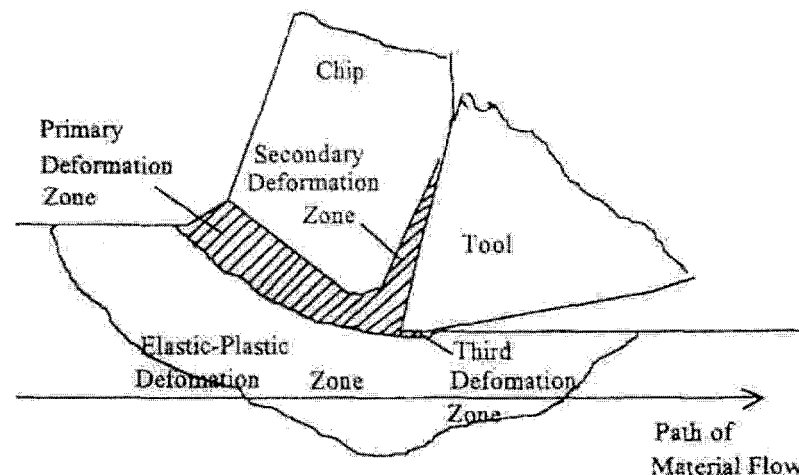


Figure 5 Mécanisme de déformation lors de l'usinage<sup>5</sup>

Wu et Mastumoto [29] ont cherché à comprendre le mécanisme de formation des contraintes résiduelles et à expliquer l'effet de la dureté là-dessus. L'analyse est basée sur l'existence de plusieurs facteurs mesurables qui influencent le champ de contrainte dans le matériau pendant l'usinage. La sensibilité de ces facteurs à la dureté a permis d'établir des rapports entre la dureté et le cycle de chargement du matériau. Les résultats de l'analyse ont indiqué que le modèle des contraintes résiduelles est fortement

<sup>5</sup> Tiré et adapté de [27]



corrélé avec l'orientation de la zone primaire (figure 5), ce qui a permis de conclure que lors de l'usinage des matériaux de diverses duretés, le changement du modèle des contraintes résiduelles est principalement provoqué par le changement de l'angle de cisaillement dans le processus de formation du copeau.

Une étude expérimentale des contraintes résiduelles a été faite par Liu et Barash [22] pour un processus d'usinage orthogonal, oblique et conventionnel. Quatre variables déterminent le modèle des contraintes résiduelles qui sont la longueur du plan de cisaillement, l'usure d'outil, la forme du tranchant et la profondeur de coupe. Ils ont conclu que les contraintes résiduelles sont fortement affectées par le degré de contrainte au cours du cycle de chargement et de déchargement durant l'enlèvement de matière. Le degré de contrainte est réduit d'un processus d'usinage orthogonal au processus conventionnel et que ces contraintes résiduelles deviennent plus compressives.

Beaucoup de méthodes sont largement répandues pour la mesure des contraintes résiduelles telles que la diffraction de rayon X, la méthode de forage de trou et d'autres méthodes destructives. La méthode de rayon X donne une mesure précise des contraintes résiduelles sur la surface mais elle ne peut pas fournir la distribution des efforts résiduels en profondeur. Il ne la fournit que pour quelques microns [18]. Il y a également les méthodes destructives qui sont insatisfaisantes parce que la pièce doit être sectionnée.

La tendance des contraintes résiduelles mesurées avec la méthode du trou lors de l'étude de [26] est conforme à l'étude de EI-Khabeery et Fattouh [25] et celle de Mishra et Prasad [29], qui ont respectivement étudié la méthode électrolytique et la méthode par éléments finis.

Pour notre étude, on a opté pour la méthode du trou vu que c'est une technique simple, fiable, portable, et moins coûteuse que les autres et surtout pour pouvoir comparer nos résultats aux études déjà effectuées.

Cette méthode consiste à percer un trou de profondeur égale à 1.0 et 1.5 son diamètre à travers la surface de l'objet à tester et à mesurer la redistribution des déformations  $\varepsilon_1, \varepsilon_2, \varepsilon_3$  qui prennent place à la surface après le perçage. Les déformations sont calculées par les jauges d'extensométrie. La théorie de l'élasticité est utilisée pour calculer les contraintes résiduelles. Il existe une relation unique entre la déformation  $\varepsilon_1, \varepsilon_2, \varepsilon_3$  d'une rosette après perçage et les contraintes principales  $\sigma_1$  et  $\sigma_2$  en surface ; de même que leur orientation  $\alpha$  par rapport à celle de la rosette. Et d'après [30, 31] les relations sont les suivantes :

$$\sigma_{\min} = \frac{\varepsilon_1 + \varepsilon_2}{4A} + \frac{\sqrt{2}}{4B} \sqrt{(\varepsilon_1 - \varepsilon_2)^2 + (\varepsilon_2 - \varepsilon_3)^2}$$

$$\sigma_{\max} = \frac{\varepsilon_1 + \varepsilon_2}{4A} - \frac{\sqrt{2}}{4B} \sqrt{(\varepsilon_1 - \varepsilon_2)^2 + (\varepsilon_2 - \varepsilon_3)^2}$$

$$\bar{A} = -\frac{1+\nu}{2E} * \bar{a} \quad \bar{B} = \frac{1}{2E} * \bar{b}$$

$$\tan 2\alpha = \frac{\varepsilon_1 - 2\varepsilon_2 + \varepsilon_3}{\varepsilon_3 - \varepsilon_1}$$

$\varepsilon_1 \geq \varepsilon_2$  :  $\alpha$  se réfère à  $\sigma_{\max}$

$\varepsilon_1 \leq \varepsilon_2$  :  $\alpha$  se réfère à  $\sigma_{\min}$

si  $\varepsilon_3 = \varepsilon_1$  :  $\alpha = \pm 45^\circ$

Et  $\varepsilon_2 < \varepsilon_1$  :  $\sigma_{\max}$  à  $45^\circ$  sinon  $\sigma_{\min}$  à  $45^\circ$

E le Module de Young,  $\nu$  le coefficient de Poisson et  $\bar{a}$  et  $\bar{b}$  des constantes qui dépendent des distances entre les jauges des rosettes et le bord de trou. On les obtient par calibration des rosettes durant un essai de tension uni axiale.

### 1.5 Usure des outils de coupe

L'usure de l'outil de coupe est un phénomène qui a été étudié depuis longtemps et plusieurs recherches y sont consacrées pour connaître d'une part, le mécanisme de la formation de l'usure et d'autre part son évaluation en fonction des paramètres de coupe.

L'usure de l'outil de coupe a généralement lieu dans les conditions de haute pression et à des températures élevées. Après une période de coupe, l'usure de l'outil se manifeste sur deux régions différentes : sur la face en dépouille en dessous de l'arête de coupe et parallèlement à celle-ci où elle s'appelle usure latérale. Sur la face de coupe, l'usure apparaît sous forme d'une cavité caractéristique dénommée cratère qui commence à une certaine distance de l'arête de coupe.

Tonshoff et Camacho [2] ont étudié le comportement de l'usure de l'outil. L'usure frontale a été mesurée pour différents angles d'inclinaison, la figure 6 montre la largeur de cette usure pour un outil à bout plat. Et il est conclu qu'une inclinaison croissante réduit l'usure frontale parce que la coupe devient distribuée le long de l'arête tranchante.

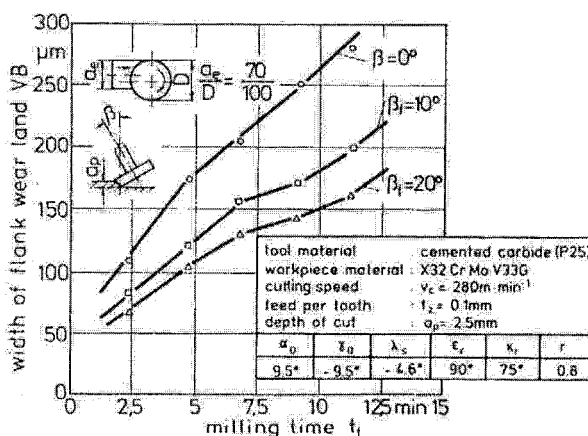


Figure 6 Effet de l'angle d'inclinaison sur l'usure de l'outil<sup>6</sup>

<sup>6</sup> Tiré et adapté de [2]

Les outils de coupe s'usent graduellement et progressivement au niveau de l'arête en raison de l'écaillage ou de la déformation plastique [34].

Durant nos essais, les surfaces usinées sont limitées de telle sorte que l'outil ne s'use pas. Un nouvel outil est utilisé pour chaque opération.

### **1.6 Plan d'expériences**

Le plan d'expériences est la solution pour la planification d'expériences de sorte que les données appropriées soient collectées et que le résultat de l'analyse statistique soit valide.

Toutes les variables de l'expérience sont variées simultanément, l'influence de facteurs inconnus est minimisée. Des méthodes mathématiques sont utilisées non seulement à l'état final de l'étude lors de l'évaluation et de l'analyse des données expérimentales mais tout au long des étapes du plan.

Une telle méthodologie fournit les réponses à des questions importantes : « quel est le nombre minimum de test qui doit être fait ? Quelle est la meilleure méthode pour évaluer et analyser mes données expérimentales ? » Pour cette raison, le choix du modèle mathématique pour le sujet à l'étude exige une formulation claire de l'objectif de l'étude.

Le processus étudié est caractérisé par plusieurs rendements importants mais un seul paramètre sera choisi (variable dépendante), c'est celui à optimiser.

Ce paramètre doit satisfaire certaines conditions :

- Il doit être efficace afin d'atteindre le but de l'étude,
- Il doit être facile à mesurer,
- Il doit être simple à évaluer à partir des paramètres choisis.

Les variables d'entrée sont les facteurs du plan d'expérience et il est nécessaire de prendre en considération tous les facteurs essentiels. Pour cette raison un expérimentaliste souhaite considérer tous les facteurs qui peuvent affecter les résultats, cependant cela rend la démarche dispendieuse. Il y a plusieurs manières de traiter ce problème. La première dépend de l'équipe de recherche. C'est elle qui décide des facteurs à considérer. La deuxième dépend du plan d'expérience qui peut réduire le nombre d'expérience en assumant l'interaction des facteurs du deuxième et des ordres plus supérieurs non important. Les facteurs peuvent être qualitatif ou quantitatif et les deux doivent être contrôlables. Leur choix a un effet direct sur le processus à l'étude et il ne doit pas être fonction d'autres facteurs. La combinaison des facteurs doit également être compatible, ce qui signifie que toutes les combinaisons exigées des facteurs soient réalisables.

D'une manière générale, la méthodologie de surfaces de réponse peut sensiblement réduire le nombre d'expériences tout en apportant le maximum de précision et tout en optimisant les conditions de coupe. Cette méthodologie a été utilisée et elle a fait ses preuves lors de différentes études : les contraintes résiduelles [16, 23, 25, 26, 27], la rugosité de surface usinée [15, 16, 17], la durée de vie d'outil, les forces et la puissance de coupe [35].

B.R. Sridhar et G. Devanande [23], ont utilisé l'équation linéaire suivante pour prédire des contraintes résiduelles à l'égard des paramètres de fraisage :

$$\sigma = b_0 + b_1v + b_2f + b_3d + b_4vf + b_5vd + b_6fd + b_7vfd$$

(1.1)

Où :

$\sigma$  : contrainte résiduelle

$v$  : vitesse de coupe

$f$  : vitesse d'avance

$d$  : profondeur de passe

$b_0, b_i, b_{ii}, b_{ij}$  : coefficients

Ils ont conclut qu'un rapport linéaire ne pouvait pas expliquer la variation des contraintes résiduelles en ce qui concerne les paramètres de fraisage, mais un rapport polynomial impliquant des limites linéaires et interactives pouvait expliquer la variation par rapport à l'exactitude raisonnable.

Afin de déterminer les variables indépendantes et leurs effets interactifs. Kuang-Hua Fuh and Chih-Fu Wu [26, 27] et M. M. El-Khabeery and M. Fattouh [25], ont utilisé une fonction polynomiale du second ordre pour représenter la fonction de surface de réponse et prédire les contraintes résiduelles :

$$\sigma = b_0 + \sum_{i=1}^5 b_i x_i + \sum_{i=1}^5 b_{ii} x_i^2 + \sum_{i=1}^5 \sum_{j=1}^5 b_{ij} x_i x_j + e \quad (1.2)$$

$\sigma$	:	contrainte résiduelle.
$x_1$	:	vitesse de coupe
$x_2$	:	vitesse d'avance
$x_3$	:	profondeur de passe
$x_4$	:	épaisseur de l'arrête
$x_5$	:	rayon du bec de l'outil
$x_i^2$	:	effet quadratique
$b_0, b_i, b_{ii}, b_{ij}$	:	coefficient
$e$	:	erreur expérimentale

M.A. El Baradie [15] et Ming-Yung Wang, Hung-Yen Chang [17] se sont aussi servis du modèle mathématique de l'équation (1.2) mais pour étudier la rugosité en incluant dans les facteurs la géométrie de l'outil (concavity angle et axial relief angle).

D.A.Axinte, R.C Dewes [16], présentent un résultat détaillé de leur analyse statistique et leurs modèles empiriques concernant la rugosité et les contraintes résiduelles. L'influence des paramètres de coupe a été étudiée en utilisant un plan factoriel et une analyse de variance (ANOVA) a été utilisée pour identifier l'influence des paramètres sur le rendement.

Leur modèle de rugosité tient compte de la longueur usinée (L). Il est de la forme suivante :

$$R_a = b_1 + b_2 v + b_3 f_z + b_4 \alpha + b_5 v f_z + b_6 v \alpha + b_7 f_z \alpha + b_8 v f_z \alpha + b_9 L + b_{10} L^{0.5} + b_{11} L^{1.5} + b_{12} L^2 + b_{13} L^3 \quad (1.3)$$

Le modèle de contraintes résiduelles est le suivant :

$$\sigma = a + b v + c f_z + d \alpha + e x^{0.5} + f v x^{0.5} + g f_z \alpha + h f_z x^{0.5} + j f_z \alpha x^{0.5} + k v f_z \alpha x^{0.5} \quad (1.4)$$

Ou

- Ra : Rugosité
- $\sigma$  : contraintes résiduelles
- $v$  : Vitesse de coupe
- $f_z$  : Vitesse d'avance
- $\alpha$  : Angle d'inclinaison
- $x$  : Profondeur de passe

Certains chercheurs ont utilisé des modèles multiplicatifs qui ont permis d'avoir de bons résultats et parmi eux, Chua, Rahman, Wong et Loh [35] qui ont développé un modèle mathématique de prévision de la durée de vie de l'outil en termes de vitesse de coupe et d'avance. Il est de la forme suivante :

$$T = C V^k f^l \quad (1.5)$$

Alors que le modèle mathématique de prévision des forces de coupe et de puissance a été développé en termes de vitesse de coupe, d'avance et de profondeur de passe :

$$T = C V^k f^l d^m \quad (1.6)$$

## 1.7 Conclusion et formulation du problème

D'après l'étude bibliographique, on a vu que l'effet de l'usinage des matériaux sur leur état de surface a été étudié par plusieurs auteurs. Certains ont étudié l'effet des paramètres de coupe (vitesse d'avance, vitesse de coupe, profondeur de passe), d'autres se sont concentrés sur l'effet des stratégies de coupe et certains auteurs ont étudié la géométrie des outils, leurs orientations et leurs usures sur le fini de surface. L'évaluation de la rugosité a été étudiée à travers un seul paramètre extérieur de rugosité qui est l'écart moyen arithmétique  $R_a$ . Ils ont démontré plusieurs points :

- Une stratégie appropriée améliore le fini de surface.
- Une inclinaison de l'outil améliore la rugosité.
- L'angle fournissant la meilleure vie de l'outil et la meilleure rugosité est compris entre  $10^\circ$  et  $20^\circ$ .

En ce qui concerne les contraintes résiduelles créées en surface, d'après l'étude bibliographique on a conclu qu'elles peuvent être de tension comme elles peuvent être de compression et que leurs origines sont diverses. Les forces mécaniques sont la cause primaire tandis que la charge thermique est la cause secondaire. Ils ont démontré plusieurs autres points.

- Lors du fraisage, les contraintes résiduelles augmentent en surface et diminuent en profondeur jusqu'à devenir constant.
- Les contraintes résiduelles augmentent avec l'augmentation de la vitesse d'avance.
- Les contraintes résiduelles de tension sont la cause de charges thermiques et les contraintes résiduelles de compression sont la cause de charges mécaniques

L'étude de la microdureté a permis de conclure que le changement des contraintes résiduelles dépend du changement de la microdureté.

Les causes de l'usure de l'outil sont multiples. Les principales sont l'action abrasive des particules dures du matériau à usiner, la déformation pastique de l'arête de coupe,



la décomposition chimique de la surface de coupe, la diffusion entre le matériau de l'outil et la pièce ainsi que le soudage des aspérités entre la pièce et l'outil.

Vue la complexité de l'analyse du processus de fabrication pour déterminer la relation entre les variables d'entrée et le rendement pour ainsi l'optimiser, certains ont utilisés les méthodes des plans d'expériences pour solutionner les problèmes de rugosité, de contraintes résiduelles et de l'usure de l'outil. C'est une méthode qui permet d'apprendre plus efficacement et qui se veut une synthèse des meilleures pratiques d'expérimentation et de modélisation empirique.

Pour établir leurs modèles, la plupart des chercheurs se sont intéressés seulement à la vitesse de coupe, l'avance, la profondeur de coupe axiale et parfois l'émersion alors que d'autre se sont intéressés à l'orientation de l'outil.

Nous nous proposons d'étudier l'intégrité de surface qui englobe la rugosité, les contraintes résiduelles et la microdureté et de déterminer les relations existant entre elle et les conditions de coupe. Les modèles pour chacune de nos études sont développés en termes de vitesse de coupe, d'avance par dent, de profondeur de coupe axiale, d'émersion de l'outil en largeur de coupe, d'angle d'engagement et d'angle d'inclinaison.

## CHAPITRE 2

### PROCÉDURE EXPÉRIMENTALE

#### 2.1 Le centre d'usinage

Les pièces étudiées sont usinées par un centre de fraisage 5 axes Hitachi type VS 50/60 doté d'un contrôleur Seiki-Seicos. Les 5 axes sont repartis comme suit : 3 axes linéaires X, Y, Z et deux axes rotatifs. L'un autour de l'axes Z et qui varie de 0 à 360° et l'autre autour de l'axe Y qui varie de 0 à -105°.

Cette fraiseuse est munie d'un changeur automatique d'outils situé au coté droit du lit. À partir du point zéro, le changement de l'outil se fait très rapidement et avec précision. Les avances vont de 1 à 15000 mm/min. les déplacements rapides sont de 40000 mm/min longitudinalement et 24000 mm/min verticalement. La vitesse de rotation varie de 120 à 12000 tours à la minute. Le poids maximum admissible est de 750 kg sur une surface de travail de 1120 mm\* 510 mm.



Figure 7 Centre de fraisage 5 axes Hitachi

## 2.2 Matériaux et pièce

Le matériau usiné est l'acier P20 (UNS désignation T51620) qui d'après la classification des aciers, fait parti de la famille des aciers de moule. Ces derniers sont désignés par la lettre P. Il est connu pour avoir une résistance élevée et peut être placé en service directement après usinage. Il est généralement utilisé pour la fabrication des moules et précisément pour le moulage par injection. Sa dureté est de 30-32 HRC soit 300 HB, son module d'élasticité est de 260 GPa et sa densité est de 7.85 g/cm<sup>3</sup>.

Sa composition est la suivante :

Tableau I  
Composition de matériau

Composants		%
Carbone	C	0.28 - 0.4
Chrome	Cr	1.4 - 2
Fer	Fe	97
Manganèse	Mn	0.6 - 1
Molybdène	Mo	0.3 - 0.55
Phosphore	P	Max 0.03
Soufre	S	Max 0.03
Silicium	Si	0.2 - 0.8

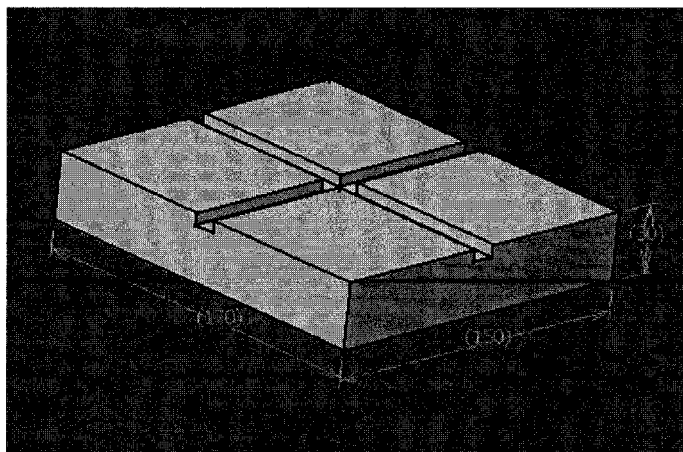


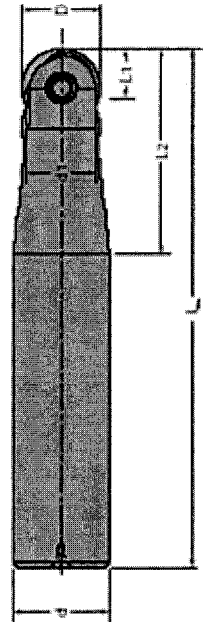
Figure 8 Pièce usinée

### 2.3 Outil de coupe

Un outil de coupe à bout sphérique (Ball nose) à plaquettes en carbure K 20 revêtu de nitrure d'aluminium et de titane (TiAlN) pour augmenter sa durée de vie et sa résistance à l'usure est utilisée pour l'usinage des pièces. Les caractéristiques de l'outil et de la plaquette sont présentées au tableau II.

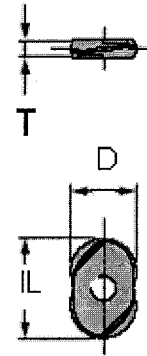
Tableau II  
Outil de coupe à bout sphérique (ball nose) et plaquette boule<sup>7</sup>

Longueur de coupe L1 (mm)	Longueur effective L2 (mm)	Longueur Totale L (mm)
6.00	35.0	150.0
Diamètre Plaquette D (mm)	Diamètre du corps d (mm)	Diamètre d1 (mm)
10	12	8.5



<sup>7</sup> Tiré et adapté de [37]

Diamètre Plaquette (mm)	Longueur Plaquette (mm)	Épaisseur Plaquette (mm)	Revêtement plaquette
10	13.2	3	TiALN



## 2.4 Conditions d'usinages

- Stratégie d'usinage :

L'usinage de toutes les pièce est réalisée avec une trajectoire d'outil aller simple comme le montre le figure 9.

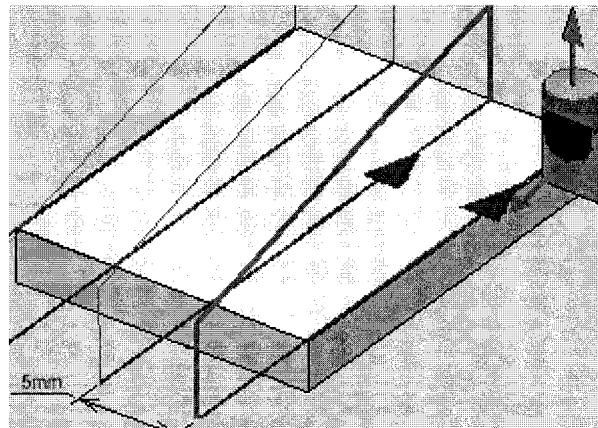


Figure 9 Stratégie d'usinage

Les intervalles des paramètres d'usinage pour l'opération de finition sont choisis à partir des recommandations du fabricant des plaquettes, Minicut international [37].

- Vitesse de coupe : 90 à 300 m/min.
- Vitesse d'avance : 0.1 à 0.3 mm/dent.
- Profondeur de coupe : 0.35 à 0.65 mm.
- Émersion : 0.5 à 1.5 mm.

- Angle d'engagement

C'est l'angle d'orientation de l'outil par rapport à la pièce dans le sens de l'avance. Il est compris entre 0 et 30 degrés.

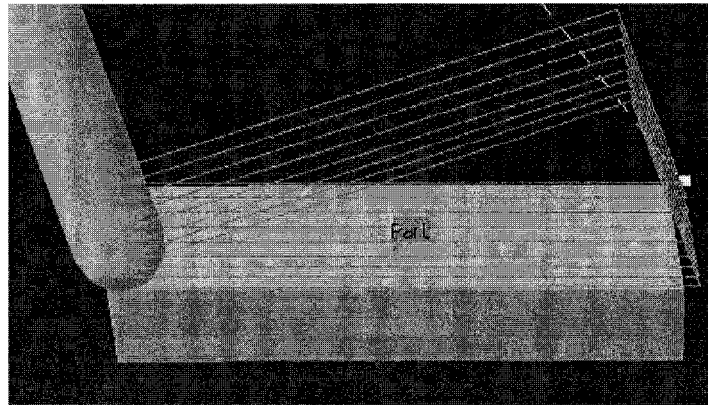


Figure 10 Angle d'engagement

- Angle d'inclinaison

C'est l'angle d'orientation de l'outil par rapport à la pièce perpendiculairement au sens de l'avance. Il est compris entre 0 et 30 degrés.

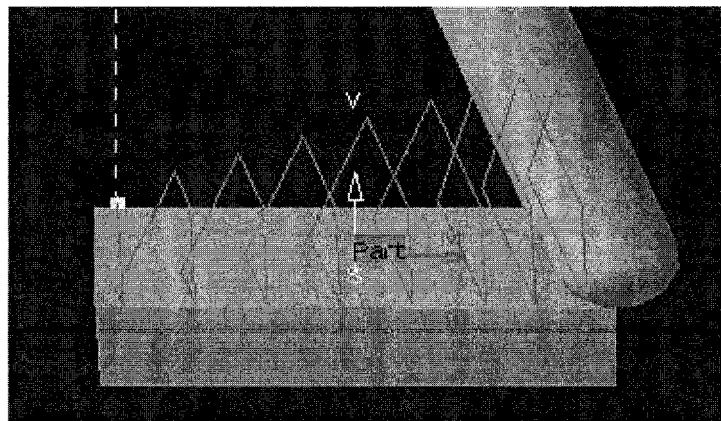


Figure 11 Angle d'inclinaison

## 2.5 Plan d'expériences

Le plan d'expériences est la matrice d'essais; c'est la liste des combinaisons des niveaux des facteurs définie à l'avance, qu'il faudra réaliser pour obtenir les résultats d'essais à analyser. Construire ce plan revient à planifier les essais à réaliser.

### 2.5.1 Choix du plan d'expérience

Pour la modélisation raffinée, un plan composite de Box-wilson et surtout un plan composite à face centré est tout à fait approprié, car ce type de plan est des plus efficaces et il s'applique bien aux facteurs quantitatifs. [38]

Ce plan d'expérience a été utilisé par plusieurs chercheurs, soit pour la prédiction de la rugosité de surface de pièces usinées [15, 39], ou encore pour étudier les performances d'outil de coupe [40] et modéliser leur durée de vie [41].

Le plan composite à face centrée est un plan étudié sur 3 niveaux (-1, 0, 1) et il comporte trois types de points :

- Les  $N_F$  sommets d'un plan factoriel à 2 niveaux

Ce plan permet l'analyse des interactions et il détermine le modèle.

- Les  $N_0$  points aux centres

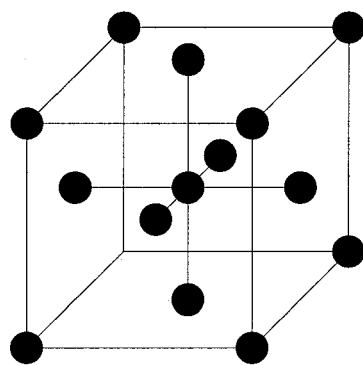
Ces points au centre peuvent être la solution courante qu'on cherche à améliorer. C'est la seule combinaison répétée dans le plan et elle est utilisée pour estimer la variance de répétabilité.

- Les  $N_E$  points en étoiles

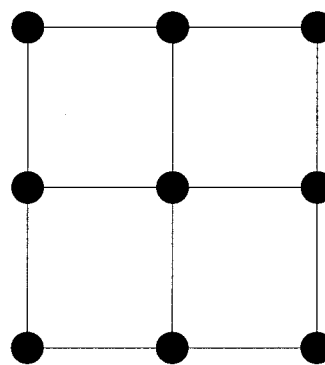
Ces points sont situés symétriquement sur les axes du domaine à une distance  $\alpha$  du centre égale à  $\pm 1$ , ils représentent 2 essais par facteur et il permet de tester l'effet quadratique.

Tableau III  
Nombre d'essais pour un plan composite à face centrée

	Nombres de facteurs K	2	3	4	5	5	6	6
$N_F$	$2^K$ ou $2^{K-P}$	4	8	16	32	16	64	32
$N_E$	$2^K$	4	6	8	10	10	12	12
$N_0$	Isovariance par rotation	$\geq 1$	$\geq 1$	$\geq 1$	$\geq 1$	$\geq 1$	$\geq 1$	$\geq 1$



Plan à 3 facteurs (3 dimensions)



Plan à 2 facteurs (2 dimensions)

Figure 12 Plans composites centrés dans les faces

Parmi les avantages de ce plan c'est qu'il est économique puisque le nombre totale d'essai est réduit. Il permet de modéliser séquentiellement, donc on premier lieu on réalise un plan factoriel à 2 niveaux et les points au centre et ensuite on améliore le modèle en ajoutant les termes au carré et cela se fait en complétant les essais déjà réalisés par les points en étoile.

### 2.5.2 Codage des variables

Deux méthodes d'analyse sont possibles. La première consiste à établir la relation entre les données expérimentales et les facteurs dans leurs valeurs naturelles. La deuxième consiste à standardiser les valeurs des facteurs avant d'établir la relation. Ainsi, les valeurs standardisées sont codées entre -1 et +1. La standardisation des facteurs



améliore la précision des calculs [42]. De plus, les coefficients peuvent être comparés les uns aux autres. Sans l'utilisation de facteurs standardisés, il peut être périlleux de comparer l'importance des coefficients.

Le codage des paramètres utilisés au cours de nos expériences est illustré au tableau IV.

Tableau IV  
Plages de variation des facteurs et leurs niveaux

Facteurs		Unités	Niveau		
			-1 (bas)	0 (centre)	1 (Haut)
Vitesse de coupe	V	m/min	90	164.3	300
Vitesse d'avance	f	mm/dents	0.1	0.173	0.3
Profondeur de coupe	D	mm	0.35	0.477	0.65
Émersion	W	mm	0.5	0.866	1.5
Angle d'engagement	$\alpha$	degrés	0	4.56	30
Angle d'inclinaison	$\beta$	degrés	0	4.56	30

### 2.5.3 Les données expérimentales

À chaque essai du plan d'expérience, on note la valeur des réponses (y). Les résultats d'essais s'organisent alors sous la forme de deux matrices. La matrice [X] des termes du modèle et la matrice [Y], associée aux réponses.

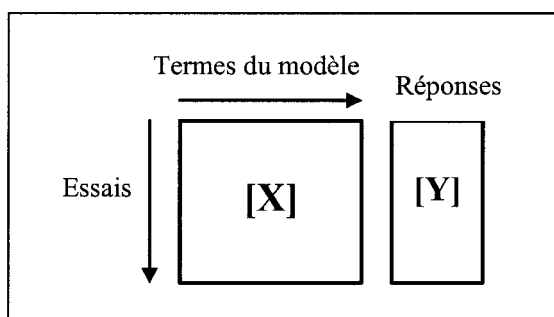


Figure 13 Représentation des données expérimentales

Tableau V  
Matrice [X] des essais

	V(m/min)	f (mm/dent)	d (mm)	W(mm)	$\alpha$ (degré)	$\beta$ (degré)
1	0	0	0	-1	0	0
2	-1	-1	-1	-1	1	1
3	1	1	-1	-1	-1	-1
4	-1	0	0	0	0	0
5	-1	1	1	-1	-1	-1
6	0	0	0	0	0	-1
7	-1	1	1	1	-1	1
8	-1	-1	-1	1	1	-1
9	0	-1	0	0	0	0
10	0	0	0	0	1	0
11	-1	-1	1	1	1	1
12	1	-1	-1	1	1	1
13	1	-1	-1	-1	1	-1
14	-1	-1	-1	1	-1	1
15	-1	1	1	1	1	-1
16	1	1	1	-1	-1	1
17	-1	1	-1	1	-1	-1
18	0	0	-1	0	0	0
19	1	-1	-1	1	-1	-1
20	1	1	-1	-1	1	1
21	-1	-1	1	-1	-1	1
22	1	1	1	1	-1	-1
23	1	1	1	1	1	1
24	0	0	0	0	0	0
25	-1	-1	-1	-1	-1	-1
26	-1	1	-1	1	1	1
27	0	0	0	1	0	0
28	0	0	1	0	0	0
29	1	-1	1	1	-1	1
30	1	-1	-1	-1	-1	1
31	-1	1	-1	-1	-1	1
32	1	-1	1	-1	-1	-1
33	0	0	0	0	0	1
34	1	1	-1	1	1	-1
35	1	-1	1	-1	1	1
36	1	0	0	0	0	0
37	-1	-1	1	-1	1	-1
38	-1	-1	1	1	-1	-1
39	-1	1	1	-1	1	1
40	0	1	0	0	0	0
41	0	0	0	0	0	0
42	-1	1	-1	-1	1	-1
43	1	1	-1	1	-1	1
44	1	-1	1	1	1	-1
45	0	0	0	0	-1	0
46	1	1	1	-1	1	-1

### 2.5.4 Modélisation

Les facteurs influents  $X_1, X_2, \dots, X_6$  de chaque essai étant connus, nous cherchons à représenter par une équation les variations de la réponse  $Y$  en fonction de ces facteurs. L'intérêt d'une telle équation est de permettre la prévision de la réponse pour des conditions d'usinage données et de servir de un point de départ à une optimisation.

La réponse  $Y$  est liée aux variables opératoires par un modèle réel, souvent complexe. Nous faisons l'hypothèse que ce modèle réel peut être approché dans un premier lieu par le modèle linéaire du second ordre :

$$Y_i = b_0 + \sum_{i=1}^6 b_i x_i + \sum_{i=1}^6 b_{ii} x_i^2 + \sum_{i=1}^6 \sum_{j=1}^6 b_{ij} x_i x_j \quad (2.1)$$

Et dans un second lieu par le modèle :

$$\ln(Y_i) = b_0 + \sum_{i=1}^6 b_i x_i + \sum_{i=1}^6 b_{ii} x_i^2 + \sum_{i=1}^6 \sum_{j=1}^6 b_{ij} x_i x_j \quad (2.2)$$

Avec :

$Y_i$  : Réponse du système

$X_i$  : Variable codée

$X_i X_j$  : Interaction entre les variables

$b_i$  : Effet de chaque variable

$b_{ii}$  : Effet du terme quadratique associé au facteur  $i$

$b_{ij}$  : Effet de l'interaction entre i et j

Les effets des variables pour les modèles présentés sont estimés par la méthode du moindres carrés :

$$b = (X^T X)^{-1} X^T Y \quad (2.3)$$

Avec :

$b$  : Matrice des effets estimés

$X$  : Matrice des variables indépendantes

$Y$  : Matrice des réponses

Les équations en variables naturelles sont obtenues après décodage des variables  $X_i$ . Pour chacune des équations (2.1) et (2.2) la transformation est obtenue par les équations :

$$X_i = \frac{2X - (X_{\max} + X_{\min})}{X_{\max} - X_{\min}} \quad (2.4)$$

$$X_i = \frac{2\ln(x) - (\ln(X_{\max}) + \ln(X_{\min}))}{\ln(X_{\max}) - \ln(X_{\min})} \quad (2.5)$$

Avec :

$X$  : variable naturelle (vitesse de coupe, vitesse d'avance, profondeur de coupe, émersion, angle d'engagement et angle d'inclinaison).

$X_{\min}$  : Valeur minimale de  $X$

$X_{\max}$  : Valeur maximale de  $X$

## ANAVAR

La méthode classique pour analyser les résultats des expériences est sans contredit l'analyse de la variance (ANAVAR). Cette méthode est basée sur des sommes de carrés. La somme de carrés la plus générale est la somme totale des carrés, qui englobe la totalité de la variation sur l'ensemble des données. Elle est définie comme suit :

$$SST = \sum_{i=1}^n (Y_i - \bar{Y})^2 \quad (2.6)$$

$$SST = SSR + SSE \quad (2.7)$$

$$SSE = \sum_{i=1}^n (Y_i - \hat{Y}_i)^2 \text{ et } SSR = \sum_{i=1}^n (\hat{Y}_i - \bar{Y})^2 \quad (2.8)$$

Avec :

SST : Somme totale des carrés des données

SSR : Somme totale des carrés du modèle

SSE : Somme totale des carrés de l'erreur

n : Le nombre d'expériences

$Y_i$  : Réponse observée dans l'expérience i

$\bar{Y}$  : La moyenne des réponses du plan

$\hat{Y}_i$  : Prévion a la mesure i

Ayant calculé toutes les sommes de carrés, il est intéressant de calculer les coefficients de corrélation multiples  $R^2$ . Il est évident que plus il y a de paramètres, plus le  $R^2$  sera élevé. La définition du coefficient de corrélation est la suivante :

$$R^2 = \frac{SSR}{SST} = 1 - \frac{SSE}{SST} \quad (2.9)$$

## 2.6 Procédures de mesure de réponses

### 2.6.1 Procédure expérimentale de mesure de la rugosité

Les mesures de nos paramètres de rugosité et les figures des profils des pièces usinées ont été réalisées par un profilomètre rugosimètre Mitutoyo SV3000/4000 (figure 14). C'est un appareil électronique à palpeur, ce dernier est relié à un capteur inductif, qui amplifie et enregistre les signaux relatifs à son déplacement sur la surface contrôlée, L'appareil est relié à un ordinateur pour l'utilisation du logiciel FORMAPAK (figure annexe) qui permet d'obtenir les renseignements spécifiques à notre études.

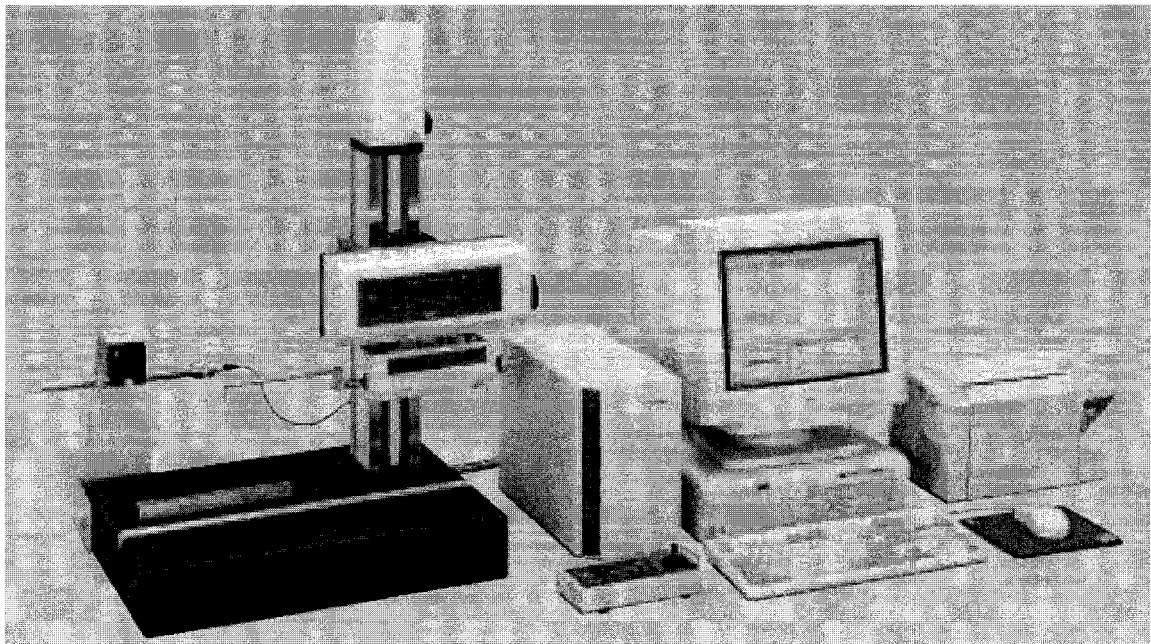


Figure 14 Profilomètre, rugosimètre Mitutoyo SV 3000/400

### 2.6.2 Procédure expérimentale de mesure des contraintes résiduelles

Pour déterminer les contraintes résiduelles après usinage, le système RS 200 (figure 15) est utilisé avec des rosettes de jauges de contraintes EA-06-062RE-120 collées à la surface usinée. Cette dernière a été polie à la main avec du papier abrasif 320 et 240 pour éviter que ce polissage ait un effet sur les résultats des mesures.

Pour le perçage, un outil de diamètre ( $D_0$ ) 1.6 mm a été utilisé avec une vitesse de rotation de 1250 tr/min. La norme ASTM E 837 recommande un diamètre d'outil compris entre 1.52 mm et 2.54 mm pour ce type de jauges utilisées.

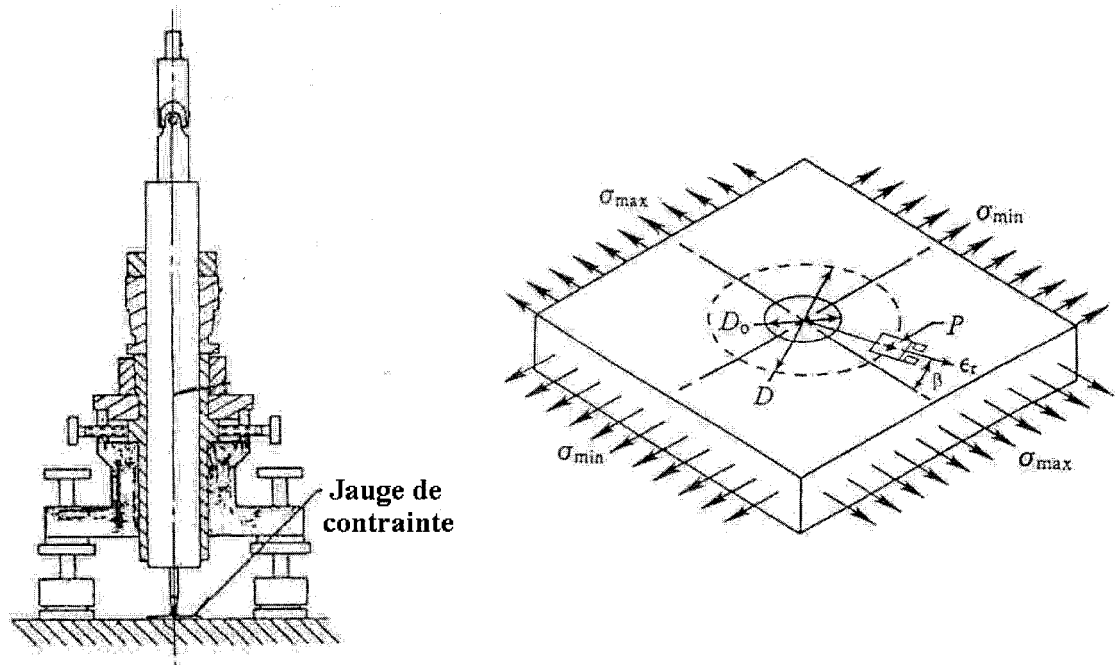


Figure 15 Système RS 200<sup>8</sup>

Ce processus de perçage doit se faire jusqu'à ce que la profondeur du trou soit environ égale au diamètre de l'outil, ou plus grand; donc afin de maximiser le signal de contrainte. Le premier trou a été incrémenté à 50  $\mu\text{m}$  [24] et il est percé à une profondeur correspondant à au moins à  $Z/D_0 = 1$  (ASTM E837-85 spécifie  $Z/D_0 = 1.2$  comme profondeur maximale).

---

<sup>8</sup> Tiré et adapté de [31]



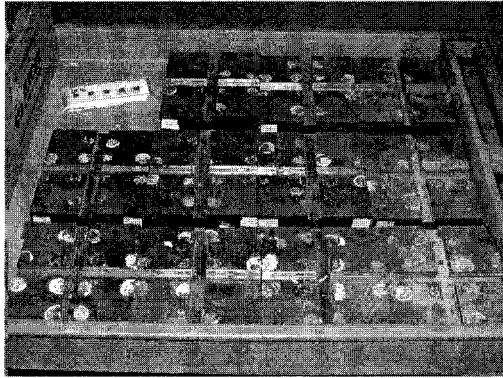


Figure 16 Les 46 pièces mesurées

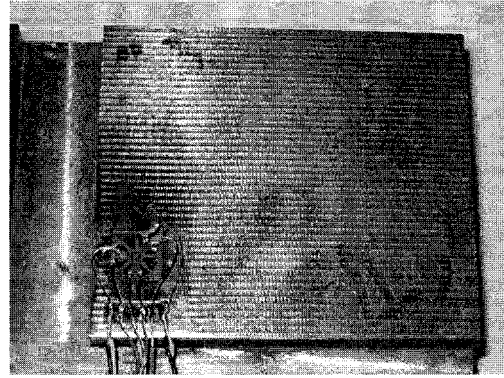


Figure 17 Mesure de contraintes résiduelles pour la pièce 43

La théorie de l'élasticité est utilisée pour calculer les contraintes résiduelles. Il existe une relation entre la déformation  $\varepsilon_1, \varepsilon_2, \varepsilon_3$  d'une rosette après perçage et les contraintes principales  $\sigma_1$  et  $\sigma_2$  en surface, de même que leur orientation  $\alpha$  par rapport à celle de la rosette [23, 26, 27, 30, 31].

## CHAPITRE 3

### ÉTAT DE SURFACE

#### 3.1 Introduction

Les caractéristiques de l'état de surface d'une pièce peuvent intervenir d'une façon prépondérante sur son aptitude à remplir une fonction donnée. Elles influencent considérablement ses propriétés mécaniques; c'est pour cette raison qu'elles sont intéressantes à étudier.

La norme schématise les divers défauts de surface par l'allure du profil correspondant. Ce mode de représentation présente l'avantage de la clarté. Cependant, il ne faut pas oublier que ces irrégularités géométriques concernent la surface entière. Pour poursuivre dans cette voie de représentation bidimensionnelle, on distingue classiquement quatre profils [43] :

Diagramme de forme : ce profil ne comporte que les écarts géométriques du 1<sup>er</sup> ordre.

Profil d'ondulation : ce profil ne comporte que les écarts géométriques du 2<sup>e</sup> ordre.

Profil de rugosité : ce profil ne comporte que les écarts géométriques du 3<sup>e</sup> et 4<sup>e</sup> ordre.

Profil total : c'est le profil mesuré, il est le plus conforme au profil réel. Il est obtenu sans filtrage d'aucune sorte. Il comporte l'ensemble des écarts géométriques, c'est-à-dire l'ensemble des défauts du 1<sup>er</sup> au 4<sup>e</sup> ordre.

La séparation et le tracé de ces divers profils sont obtenus par les appareils de mesure. Lors de mesures de rugosité extérieure avec un profilomètre, les choix du cut-off, le type de filtre et la largeur de bande, si disponible, sont nécessaires.

Le tableau VI présente les cuts-off recommandés par la norme ISO 4228.

Tableau VI  
Les cut-off recommandés par la norme ISO 4228<sup>9</sup>

Periodic profiles	Non periodic profiles		Cut-offs	Evaluation/simpling length
Spacing Distance Sm (mm)	R <sub>z</sub> (μm)	R <sub>a</sub> (μm)	λ <sub>c</sub> mm	l <sub>n</sub> / λ <sub>c</sub> (mm)
>0.01 to 0.04	To 0.1	To 0.02	0.08	0.4/0.08
>0.04 to 0.13	>0.1-0.5	>0.02,0.1	0.25	1.25/0.25
>0.13 to 0.4	>0.5-10	>0.1-2	0.8	4.0/0.8
>0.4 to 1.3	>10-50	>2-10	2.5	12.5/2.5
>1.3 to 4	>50	>10	8	40/8

Les objectifs de Chang, Hirvonen et Gronqvist [36] étaient d'étudier l'effet de la longueur du cut-off sur les valeurs de différents paramètres de rugosité et il s'est avéré que des longueurs du cut-off de 2,5 et 8 millimètres ont comme conséquence des paramètres de rugosité extérieurs plus fortement corrélés que ceux avec un cut-off de 0,8.

---

<sup>9</sup> Industrial Research-Development Institute, [www.irdi.on.ca](http://www.irdi.on.ca)

Chang et Matz [37] ont étudié l'effet du filtre sur les paramètres de rugosité et ils ont conclu qu'il n'a pas d'effet significatif sur quelques paramètres extérieurs, tels que  $R_{vk}$  et  $R_{pk}$ .

Un filtrage passe-haut est exécuté sur le profil mesuré avec un choix approprié du cut-off ( $l_r$ ) pour obtenir le profil extérieur de rugosité. Les paramètres extérieurs de rugosité sont calculés à partir de la rugosité du profil filtré. Un profil extérieur typique de rugosité est montré à la figure 18.

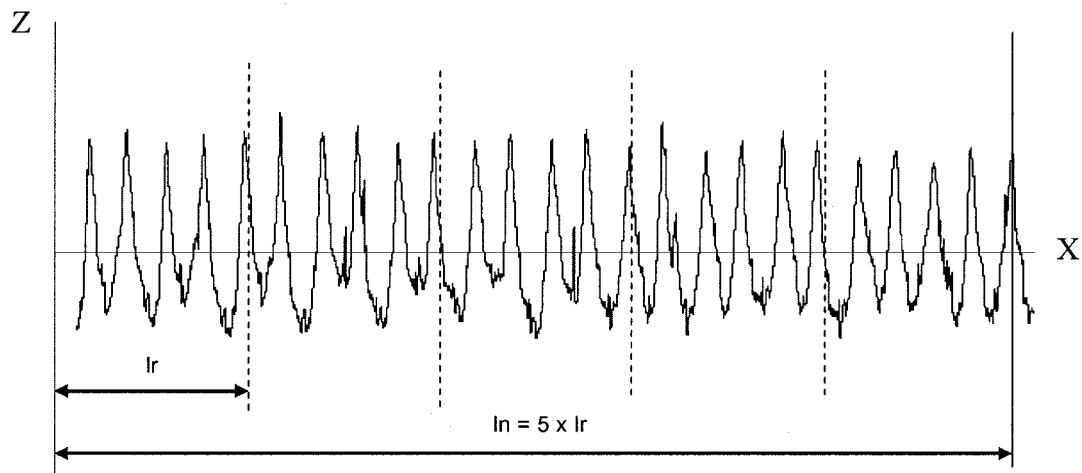


Figure 18 Profil de rugosité

La longueur d'évaluation  $l_n$  se compose habituellement d'une multitude de longueur de cut-off.

La taille du profil évalué à n'importe quelle position  $x_i$  peut être obtenue à partir d'une fonction générale  $Z(x)$  pour décrire mathématiquement la surface. Cependant, des profils extérieurs mesurés avec un profilomètre sont typiquement digitalisés. Des points ( $x_i, i=1\dots, n$ ), un incrément égal à  $\Delta x$  et les hauteurs ( $Z_i, i=1\dots, n$ ) sont employés pour décrire les profils extérieurs.

$$x_i = x_1 + (i - 1) * \Delta x \quad (3.1)$$

$$z_i = Z(x_i) \quad (3.2)$$

Typiquement la ligne moyenne est tracée tels que  $\sum_{i=1}^n z_i = 0$  comme montré à la figure 18 avec  $Z=0$  comme ligne moyenne.

À partir d'un profil, divers paramètres extérieurs de rugosité peuvent être produits pour représenter ses caractéristiques géométriques. La définition de chacun de ces paramètres se trouve dans plusieurs normes internationales et également dans les manuels de profilomètres largement répandus dans le monde entier [38].

Le paramètre extérieur de rugosité généralement utilisée est  $R_a$ , mais il est insuffisant pour bien caractériser les surfaces complexes. Les paramètres  $R_q$ ,  $R_t$ ,  $R_k$ ,  $R_z$ ,  $R_{pk}$  et  $R_{vk}$  seront aussi étudiés, leurs définitions sont en annexe.

Tableau VII  
Influence des paramètres de rugosité<sup>10</sup>

	Paramètres de la rugosité								Ondulation		
	$R_a$	$R_t$	$R_z$	$AR$	$S$	$TR$	$r$	$r'$	$W_a$	$W_{max}$	$S_w$
Endurance à l'usure sans graissage	+	+	+	+		+	+		+	+	+
Frottement	+	+	+	+	+	+	+	+	+	+	+
Frottement avec graissage	+	+	+	+	+	+	+	+	+	+	+
Frottement moléculaire	+	+	+	+		+	+	+	+	+	+
Endurance à la fatigue	+	+	+	+				+		+	+
Endurance aux vibrations	+	+	+	+		+	+		+		+
Endurance à la corrosion	+	+	+	+	+	+		+	+	+	+
Assurance d'étanchéité	+	+	+	+	+	+			+	+	+
Résistance des matières adhésives	+	+	+	+		+	+	+	+	+	+
Propriétés aérodynamiques	+	+	+	+	+	+	+	+	+	+	+

<sup>10</sup> Tiré et adapté de qualité des surfaces des composantes de machines, (+ Influence ; +\* influence primordiale)

Il sont particulièrement intéressantes en génie mécanique parce qu'elles permettent de déterminer le comportement mécanique des pièces en service, comme par exemple les conditions de frottement, de lubrification, l'adhérence du revêtement, les conditions d'un ajustement etc. Le tableau VII résume l'influence de la qualité de surface sur les propriétés des pièces

### 3.2 Images des profils de surfaces

Les figures 19 et 20 illustrent des profils typiques mesurés perpendiculairement et parallèlement à la direction d'avance de 4 pièces différentes. Les 46 profils sont au même échelle pour pouvoir les comparer. La suite des profils est en annexe. On remarque bien une différence due au changement des paramètres de coupe.

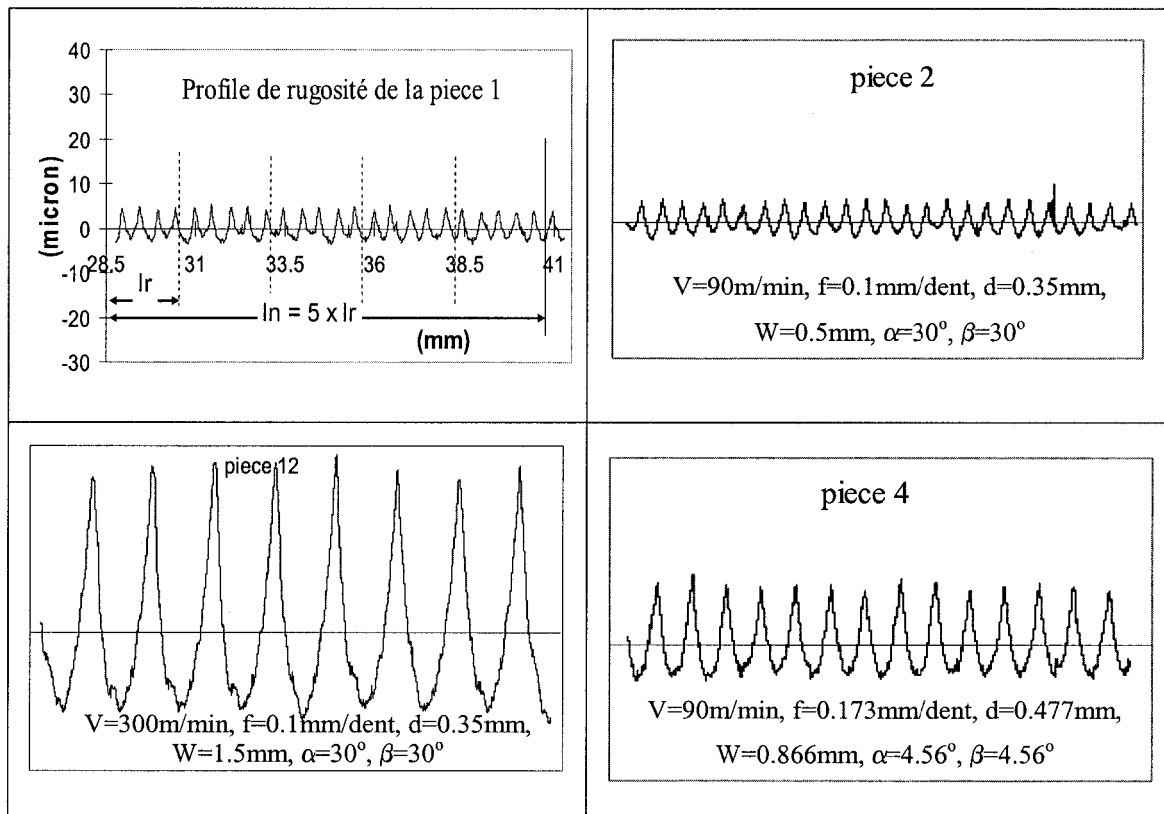


Figure 19 Profils perpendiculaires à la direction d'avance

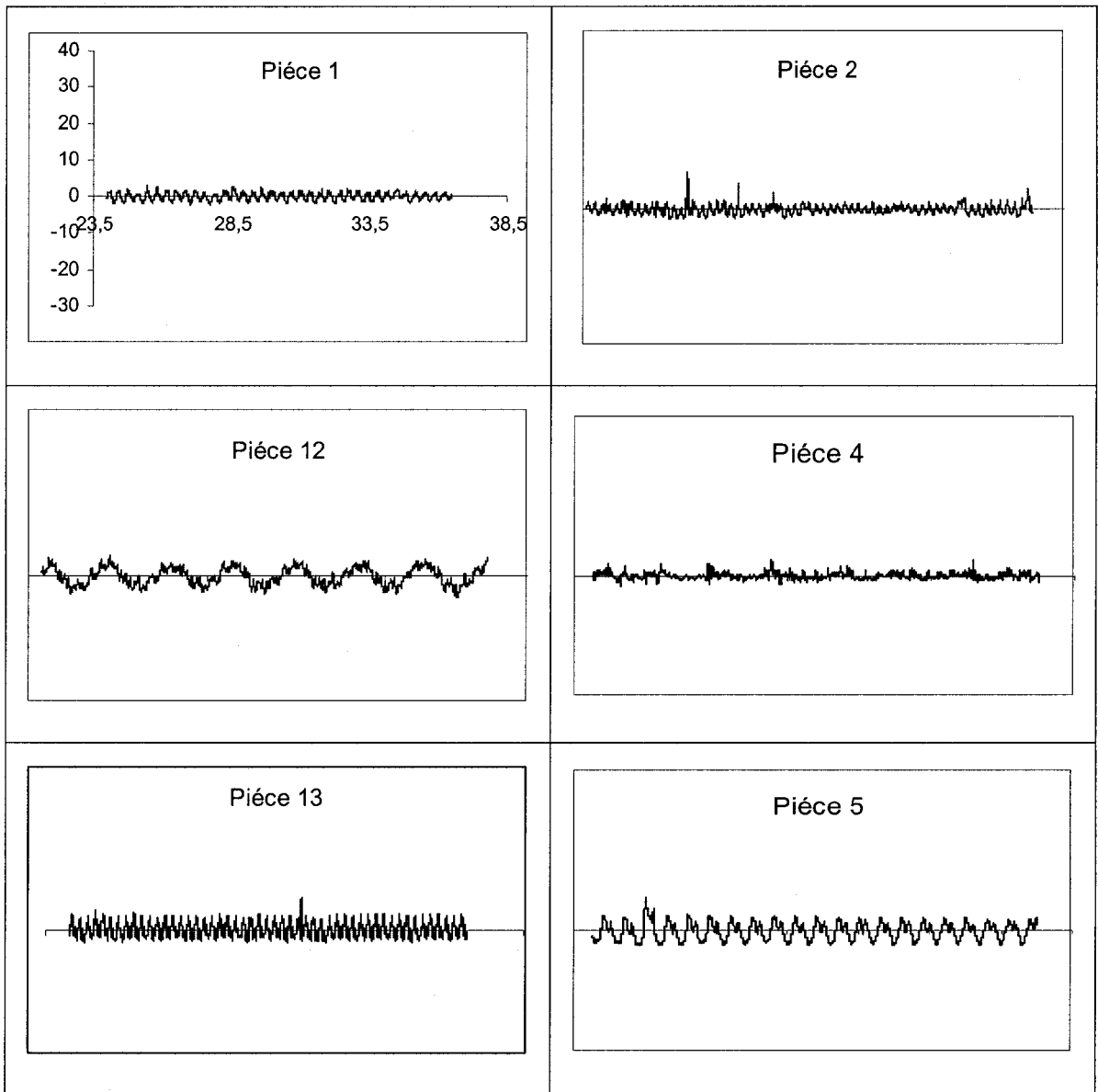


Figure 20 Profils parallèles à la direction d'avance

### 3.3 Tableaux des mesures

Après usinage, les paramètres de rugosité de chaque pièce sont mesurés quatre fois. L'étude de ces mesures se base sur la moyenne de ces paramètres.

Les tableaux VIII et IX représentent une fiche de récupération des mesures des paramètres de rugosité de la pièce 1, 4 relevés ont été faits à des endroits différents de la pièce.

Tableau VIII  
Résultats de rugosité dans la direction perpendiculaire à l'avance

Mesures	Résultats				Maximum	Moyenne	Écart Type
	1	2	3	4			
$R_a$	1.804	1.767	1.774	1.737	1.804	1.771	0.028
$R_{amax}$	1.859	1.817	1.956	1.799	1.956	1.858	0.070
$R_q$	2.136	2.102	2.08	2.052	2.136	2.093	0.035
$R_{qmax}$	2.189	2.194	2.254	2.11	2.254	2.187	0.059
$R_{sk}$	0.551	0.496	0.636	0.529	0.636	0.553	0.060
$R_{skmax}$	0.631	0.593	0.752	0.712	0.752	0.672	0.073
$R_{ku}$	2.198	2.235	2.29	2.261	2.29	2.246	0.039
$R_{kumax}$	2.357	2.342	2.381	2.495	2.495	2.394	0.069
$R_p$	4.937	5.074	5.249	5.035	5.249	5.074	0.130
$R_{pmax}$	5.538	5.332	5.59	5.66	5.66	5.530	0.141
$R_z$	8.207	8.787	8.415	8.459	8.787	8.467	0.240
$R_{zmax}$	8.734	9.846	8.976	9.769	9.846	9.331	0.560
$R_t$	8.977	9.846	9.025	10.119	10.119	9.492	0.578
$R_k$	4.728	4.963	4.331	4.445	4.963	4.617	0.285
$R_{pk}$	2.814	2.377	2.804	2.653	2.814	2.662	0.204
$R_{vk}$	0.396	0.71	0.337	0.871	0.871	0.579	0.255

Tableau IX  
Résultats de rugosité dans la direction parallèle à l'avance

Mesures	Résultats				Maximum	Moyenne	Écart type
	1	2	3	4			
$R_a$	0.87	0.672	0.749	0.697	0.87	0.75	0.09
$R_{amax}$	0.984	0.752	0.849	0.774	0.98	0.84	0.10
$R_q$	1	0.811	0.881	0.83	1.00	0.88	0.08
$R_{qmax}$	1.124	0.893	0.965	0.906	1.12	0.97	0.11
$R_z$	4.316	3.716	3.822	3.646	4.32	3.88	0.30
$R_{zmax}$	4.958	4.456	4.211	4.189	4.96	4.45	0.36



### 3.4 Prédiction des paramètres mesurés perpendiculairement à l'avance

#### 3.4.1 Analyse et modèles du second ordre

##### Résultats et analyses

L'analyse de variance des réponses et les estimations des effets de chaque paramètre de coupe permet de déterminer les facteurs qui ont des effets significatifs sur la réponse. Une première analyse a été effectuée sur les paramètres mesurés perpendiculairement à l'avance en vue d'évaluer les effets principaux des facteurs ainsi que ceux de leurs interactions sur cette réponse étudiée.

Les diagrammes de Pareto classent par ordre décroissant l'importance des facteurs et de leurs interactions sur les paramètres de rugosité. Le niveau critique  $\alpha$  utilisé est de 5%, ce qui signifie que notre niveau de confiance est de 95% et c'est la valeur standard. Tous les facteurs et les interactions ayant un niveau (P-value) inférieur à la limite sont négligeables et ne sont pas représentés.

Les graphes de Pareto, (figures 21, 22, 23, 24, 25, 26, 27) montrent bien des facteurs de corrélation de l'ordre de 90%, ce qui est très satisfaisant. D'après ces graphes le facteur le plus influent est l'émersion.

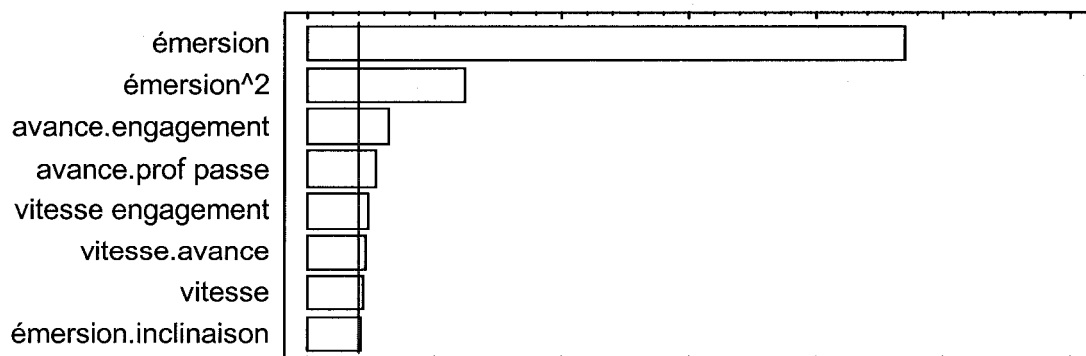


Figure 21 Pareto de la rugosité  $R_a$ ;  $R^2 = 94.34\%$

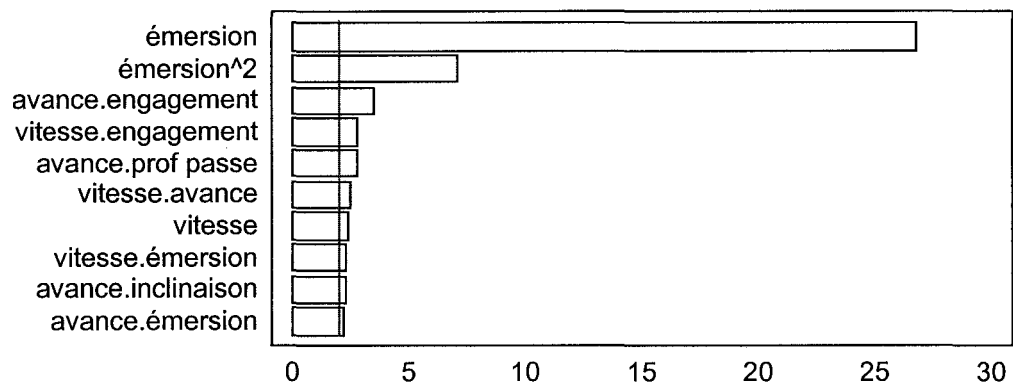


Figure 22 Pareto de la rugosité  $R_q$ ;  $R^2 = 95.88 \%$

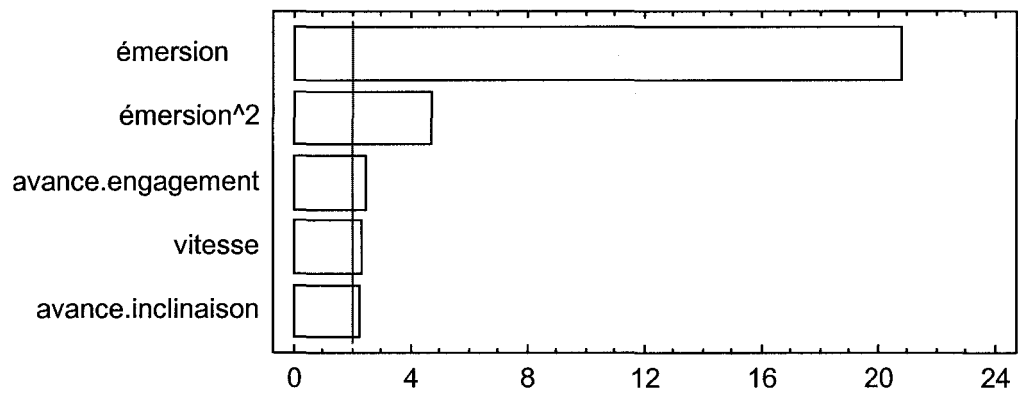


Figure 23 Pareto de la rugosité  $R_z$ ;  $R^2 = 92.14 \%$

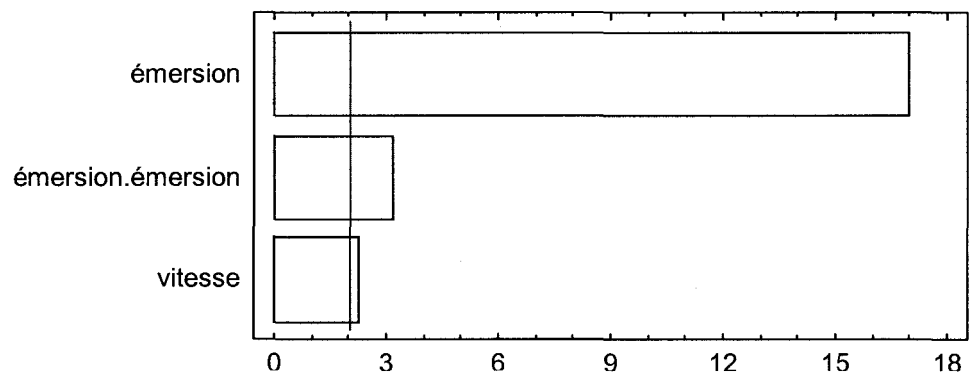


Figure 24 Pareto de la rugosité  $R_i$ ;  $R^2 = 87.79 \%$

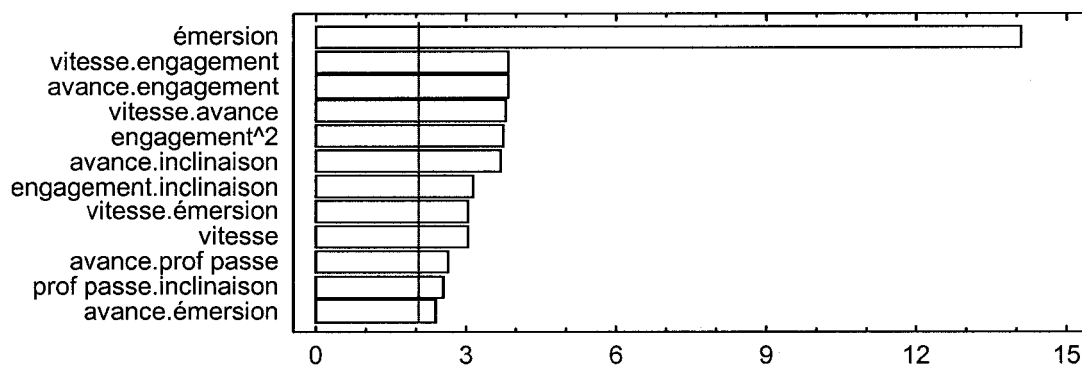


Figure 25 Pareto de la rugosité  $R_k$ ;  $R^2 = 90.46 \%$

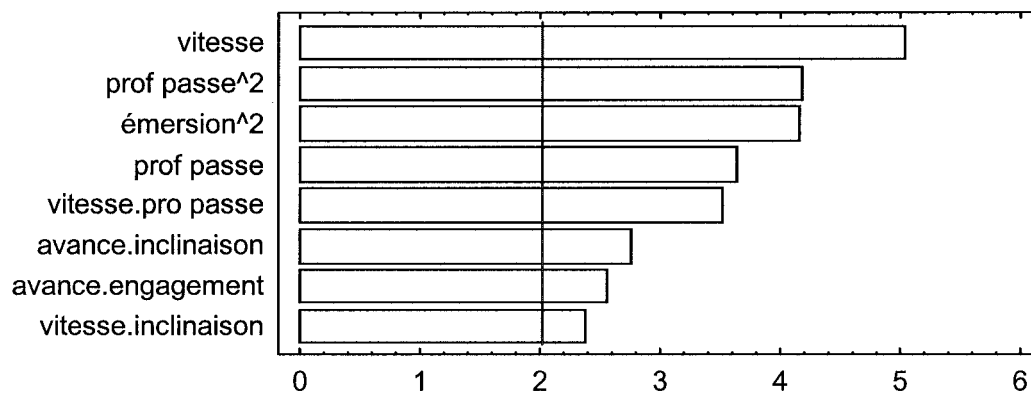


Figure 26 Pareto de la rugosité  $R_{vk}$ ;  $R^2 = 70.79 \%$

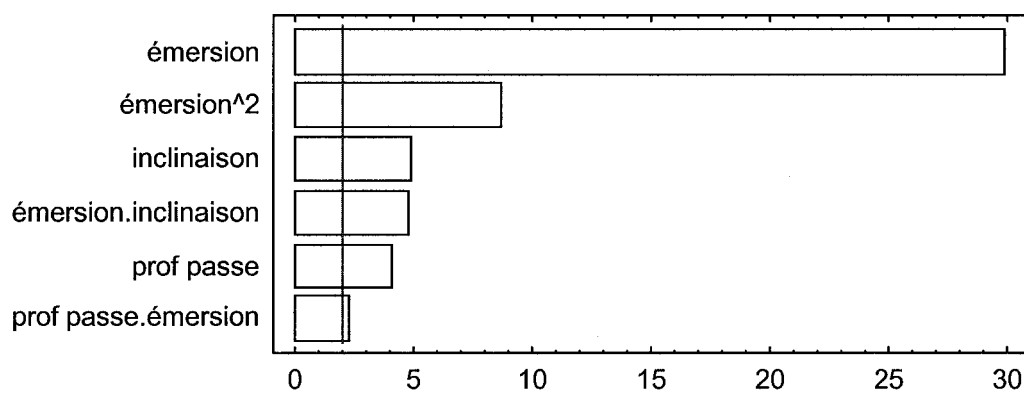


Figure 27 Pareto de la rugosité  $R_{pk}$ ;  $R^2 = 96.34$

L'analyse de Pareto précédente est précise et a permis d'avoir de très bons facteurs de corrélation. Le nombre de facteurs et leurs interactions influant nos paramètres de rugosité étaient trop grands ce qui aura un effet direct sur la complexité des modèles de prédiction.

Selon les graphiques de la figure 28 et 29 qui présentent les effets principaux des facteurs considérés, quel que soit les paramètres de rugosité, ces derniers sont affectés directement par les mêmes paramètres d'usinage, qui sont l'émersion et la vitesse de coupe.

Des analyses, il en découle que :

- L'émersion a le plus d'effet sur l'état de surface; plus celle-ci augmente et plus les paramètres de rugosité augmentent.
- L'effet de la vitesse de coupe est faible et peut être négligé.

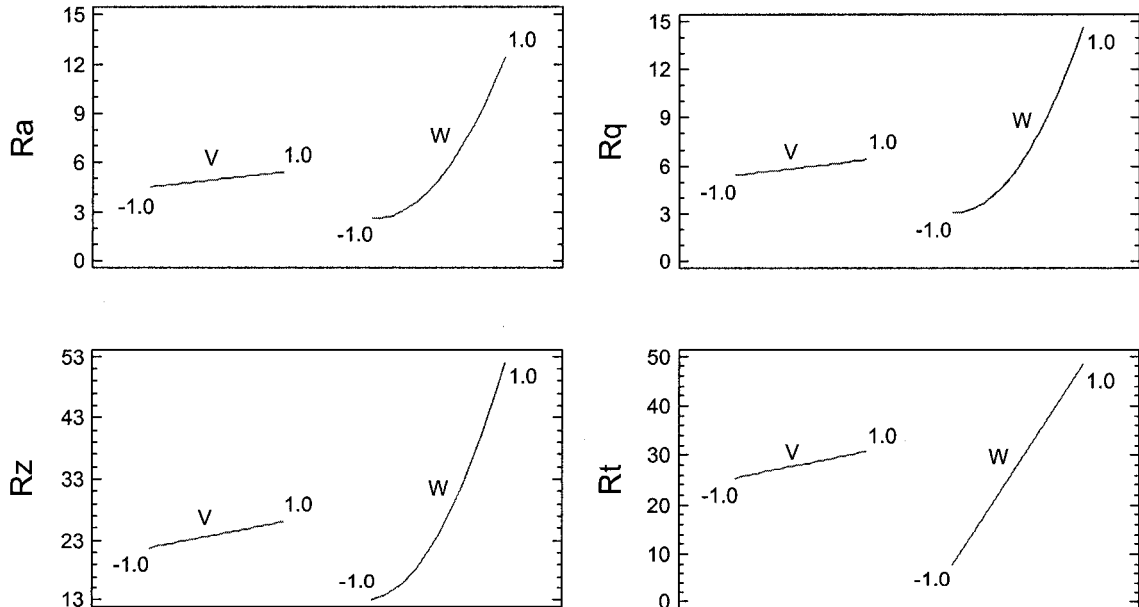


Figure 28 Effet direct sur les paramètres de rugosité

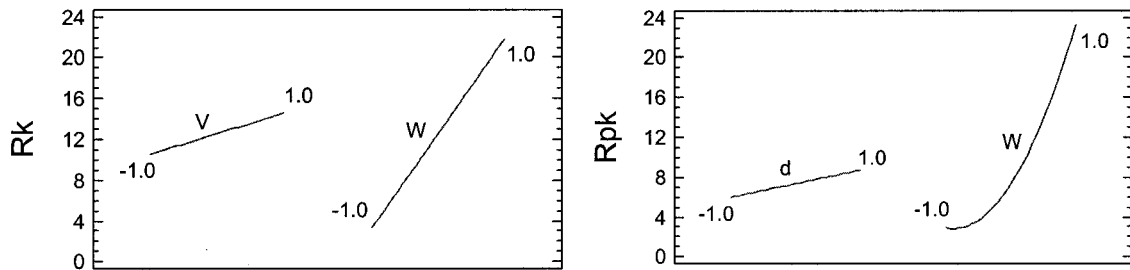


Figure 29 Effet direct sur les paramètres de rugosité

### Modélisation des équations de prédiction des fins de surface

Les paramètres de rugosité sont modélisés pour un intervalle de confiance de 95% d'après l'équation 2.1 et cela grâce au plan composite à face centrée utilisé pour planifier les expériences.

$$Ra = 4.97 + 0.45X_1 + 4.91X_4 + 0.48X_1X_2 + 0.47X_2X_4 + 0.5X_2X_5 + 0.55X_1X_3 + 0.48X_1X_4 + 0.67X_1X_5 + 0.38(X_1X_6 + X_3X_6) + 2.52X_4^2 + 0.43X_4X_6 \quad (3.1)$$

$$Rq = 5.89 + 0.49X_1 + 5.74X_4 + 0.53X_2X_1 + 0.49X_1X_4 + 0.6X_1X_5 + 0.6X_3X_2 + 0.47X_2X_4 + 0.76X_2X_5 + 0.49X_2X_6 + 2.95X_4^2 \quad (3.2)$$

$$R_t = 28.08 + 2.66X_1 + 20.22X_4 + 7.33X_5^2 \quad (3.3)$$

$$Ra = 4.97 + 0.45X_1 + 4.91X_4 + 0.48X_1X_2 + 0.47X_2X_4 + 0.5X_2X_5 + 0.55X_1X_3 + 0.48X_1X_4 + 0.67X_1X_5 + 0.38(X_1X_6 + X_3X_6) + 2.52X_4^2 + 0.43X_4X_6 \quad (3.4)$$

$$R_k = 12.55 + 1.99X_1 + 9.25X_4 + 2.55X_1X_2 + 2.05X_1X_4 + 2.59X_1X_5 + 1.76X_2X_3 + 1.6X_2X_4 + 2.56X_2X_5 + 2.48X_2X_8 + 1.69X_3X_6 + 2.09X_5X_6 + 4.8X_5^2 \quad (3.5)$$

$$R_{vk} = 1.76 + 0.69X_1 + 0.49X_3 + 0.49X_1X_3 - 0.33X_1X_6 + 0.36X_2X_5 + 0.38X_2X_6 + 1.76X_3^2 - 1.76X_4^2 \quad (3.6)$$

$$R_{pk} = 7.34 + 1.37X_3 + 10.16X_4 + 1.63X_6 + 0.78X_3X_4 + 1.66X_4X_6 + 5.71X_4^2 \quad (3.7)$$

Avec

$X_i$  : variable codée

$X_i X_j$  : interaction entre les variables

Pour déterminer les modèles de prédiction, un décodage est nécessaire. Ce décodage consiste à transformer les variables codées  $X_i$  en variables naturelles et il se fait par l'intermédiaire des équations suivantes :

$$X_1 = \frac{2 \times V - (390)}{210} \quad (3.8)$$

$$X_2 = \frac{2 \times V - (0.4)}{0.2} \quad (3.9)$$

$$X_3 = \frac{2 \times V - (1)}{0.3} \quad (3.10)$$

$$X_4 = 2 \times V - 2 \quad (3.11)$$

$$X_5 = X_6 = \frac{2 \times V - (30)}{30} \quad (3.12)$$

Finalement, après décodage, les modèles de prédiction des paramètres de rugosité obtenus avec un facteur de corrélation de 95% sont :

$$\begin{aligned}
R_{\alpha} = & V(0.046F + 9 \times 10^{-3}W + 35 \times 10^{-5}\alpha - 0.019) \\
& + F(36.97d + 9.7W + 0.45\alpha + 0.26\beta - 47.8) \\
& + d(0.17\beta - 9.98) + 10.08W^2 + W(0.06\beta - 14.9) \\
& - 0.153\alpha - 0.2\beta + 18.8
\end{aligned} \tag{3.13}$$

$$\begin{aligned}
R_k = & V(0.24F + 0.04W + 16.5 \times 10^{-4}\alpha - 0.093) \\
& + F(117.65d + 32.03W + 1.71\alpha + 1.66\beta - 188.83) \\
& + d(0.75\beta - 34.83) + 4.46W + 0.021\alpha^2 - 1.45\alpha - 0.85\beta + 35.125
\end{aligned} \tag{3.14}$$

$$\begin{aligned}
R_q = & \alpha(0.51F + 4 \times 10^{-4}V - 0.18) + 0.066\beta(5F - 1) \\
& + 8.08d(5F - 1) + F(52 \times 10^{-3}V + 9.54W - 52.3) \\
& + V(0.01W - 0.021) + 11.81W^2 - 15.9W + 18.73
\end{aligned} \tag{3.15}$$

$$R_t = 0.025V + 40.45W - 0.97\alpha + 0.032\alpha^2 - 9.96 \tag{3.16}$$

$$R_{pk} = d(10.15W - 1.36) + 22.88W^2 + W(0.22\beta - 34) - 0.11\beta + 12.26 \tag{3.17}$$

$$R_z = 0.02V - 44.79F - 29.3W - 0.31\alpha - 0.28\beta + 1.56F\alpha + 1.42F\beta + 34.15W^2 + 24.2 \tag{3.18}$$

Avec :

- V : vitesse de coupe (300/90 m/min)
- F : Avance par dent (0.3/0.1 dent/min)
- D : profondeur de passe (0.65/0.35 mm)
- W : Émersion (1.5/0.5 mm)
- $\alpha$  et  $\beta$  : engagement et inclinaison (30/0 degrés)

Les modèles de prédiction du second ordre développés aux équations 3.13, 3.14, 3.15, 3.16, 3.17 et 3.18 sont comparés avec les données expérimentales. Les courbes de la

figure 30 nous montrent la variation entre les paramètres prédits et ceux expérimentaux. Cette variation est faible pour les modèles de prédiction de tous les paramètres.

On nous basant sur le fait que l'émersion est le facteur le plus influant sur les paramètres de rugosité, un modèle linéaire de prédiction de l'écart moyen arithmétique a été déterminé facilitant ainsi la prédiction de la rugosité. Les courbes de validation et le tableau anova sont présentés en annexe et le modèle est le suivant

$$R_a = 10.08W^2 - 10.33W + 5.21 \quad (3.19)$$



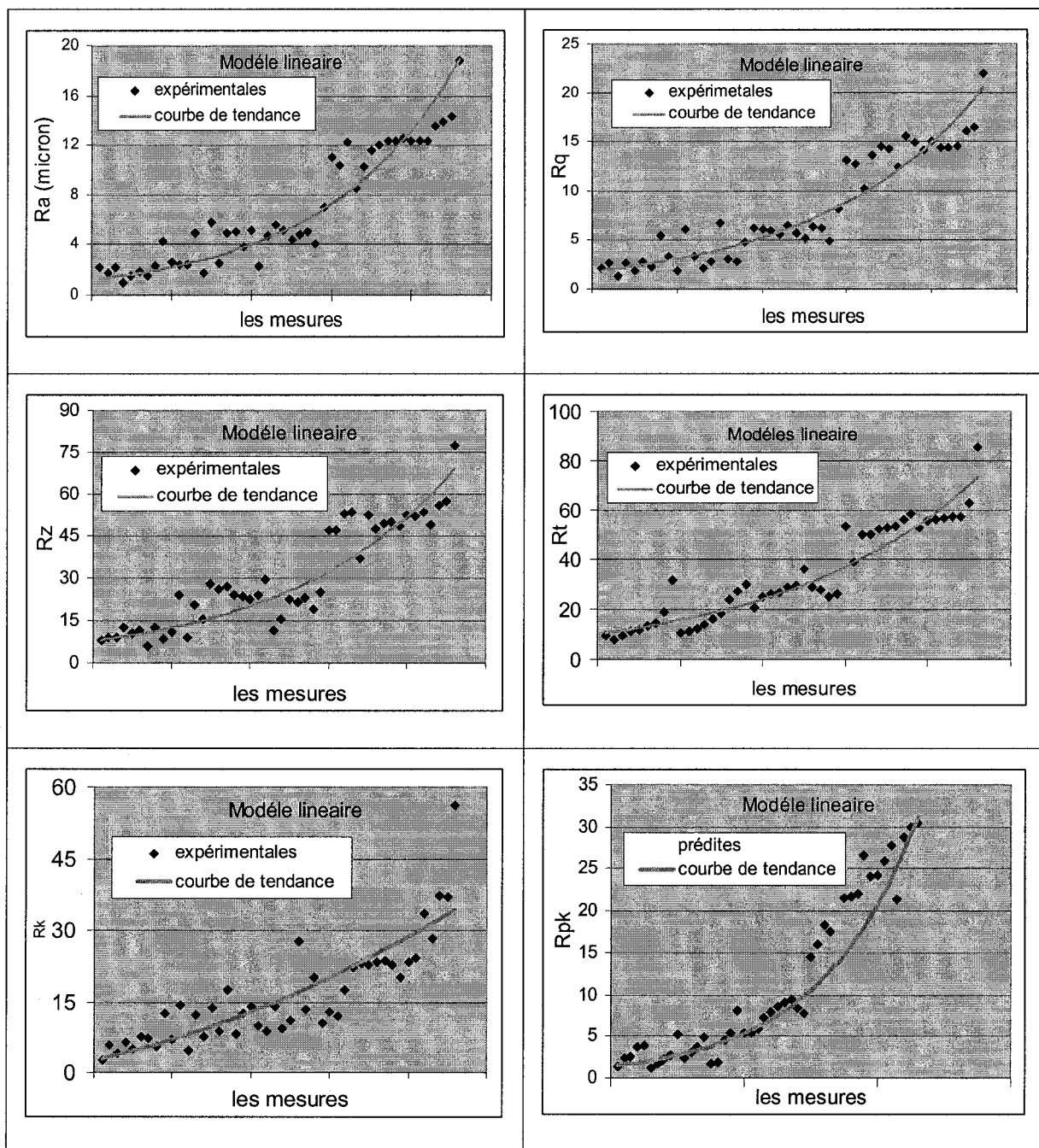


Figure 30 Comparaison des valeurs expérimentales aux valeurs prédites

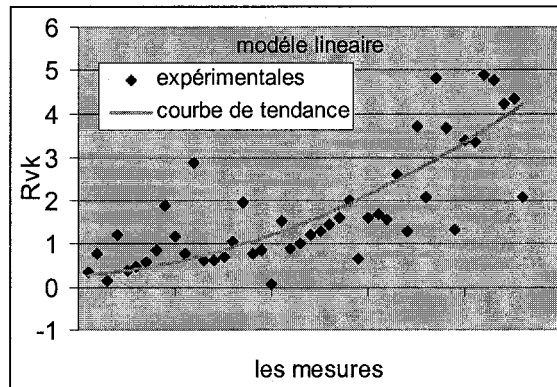


Figure 30 Comparaison des valeurs expérimentales aux valeurs prédites

### 3.4.2 Analyse et modèles multiplicatif

#### Résultats et analyses

Le niveau critique  $\alpha$  utilisé est toujours de 5% et le niveau de confiance est de 95%. Tous les facteurs et les interactions ayant un niveau (P-value) inférieur à la limite sont négligeables et pour cette raison ils ne sont pas représentés.

Les graphes de Pareto des paramètres de rugosité  $R_a$ ,  $R_q$ ,  $R_t$ ,  $R_z$ ,  $R_k$ ,  $R_{pk}$  et  $R_{vk}$  montrent bien des facteurs de corrélation respectifs de 89.5%, 89.45%, 87.85 %, 86.65%, 78.38 % et 92.19%, ce qui est très satisfaisant. D'après ces graphes, le facteur le plus influent est l'émersion et les interactions vitesse-avance et avance-inclinaison sont significatives.

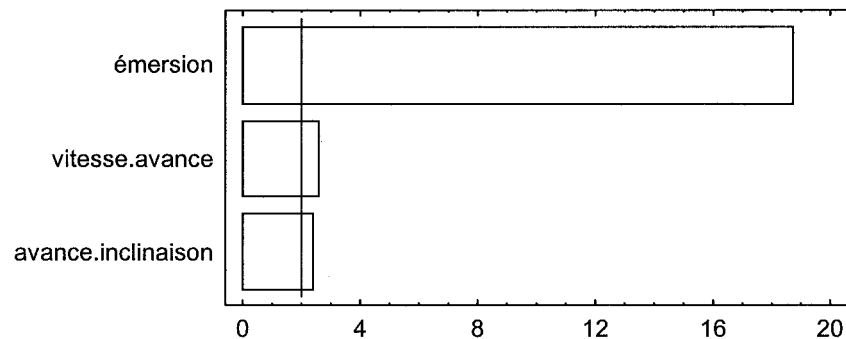


Figure 31 Pareto de la rugosité  $\ln R_a$ ;  $R^2 = 89.56\%$

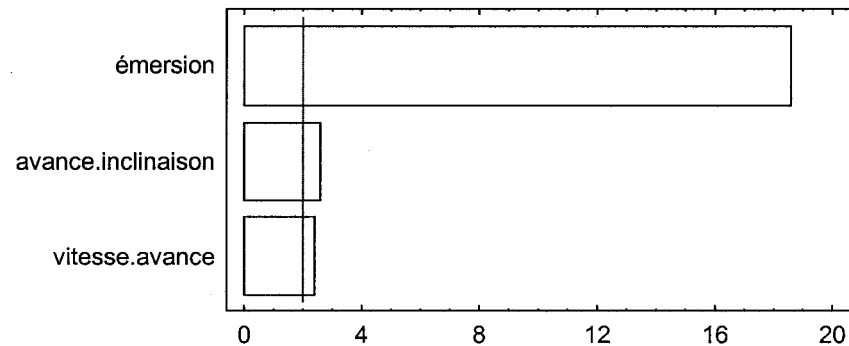


Figure 32 Pareto de la rugosité  $\ln R_q$ ;  $R^2 = 89.45\%$

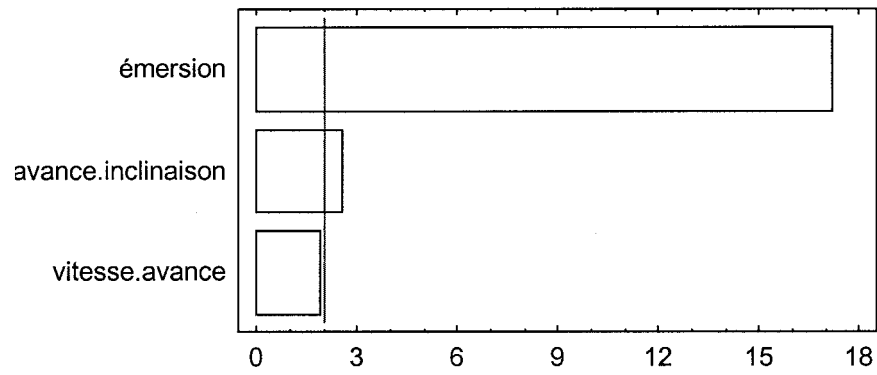


Figure 33 Pareto de la rugosité  $\ln R_z$ ;  $R^2 = 87.85\%$

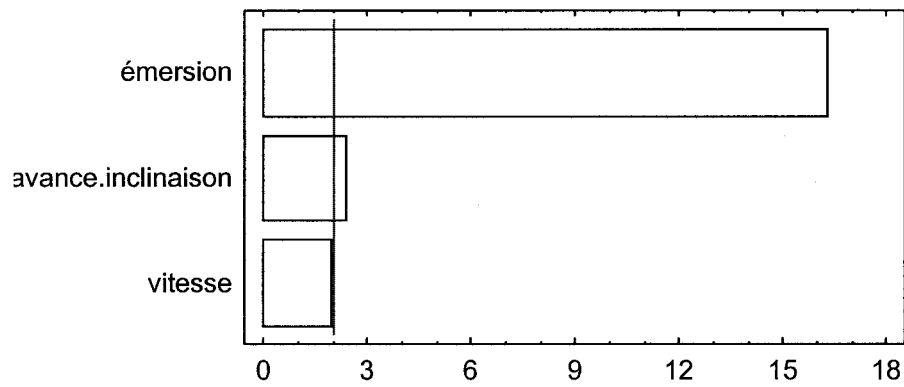


Figure 34 Pareto de la rugosité  $\ln R_t$ ;  $R^2 = 86.65\%$

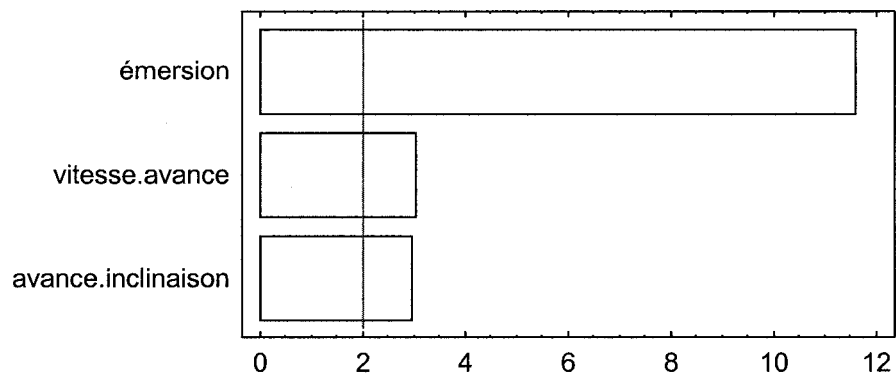


Figure 35 Pareto de la rugosité  $\ln R_k$ ;  $R^2 = 78.38\%$

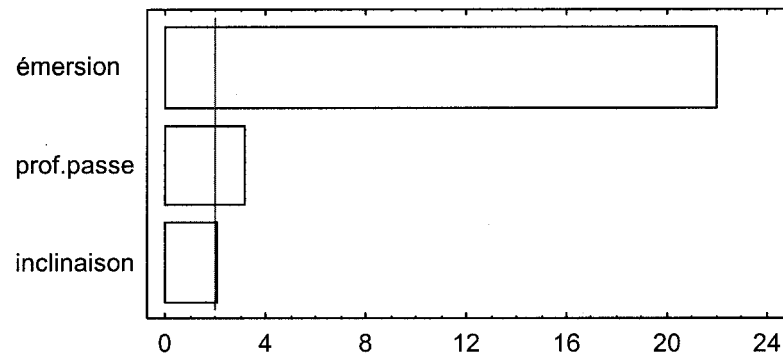


Figure 36 Pareto de la rugosité  $\ln R_{pk}$ ;  $R^2 = 92.19\%$

Des analyses des modèles multiplicatifs et selon les graphes de l'effet direct des conditions de coupe sur les paramètres de rugosité il en découle que toujours l'émerision a le plus d'effet sur l'état de surface et plus celle-ci augmente et plus les paramètres de rugosité augmentent. Alors que l'effet de la vitesse de coupe est négligeable.

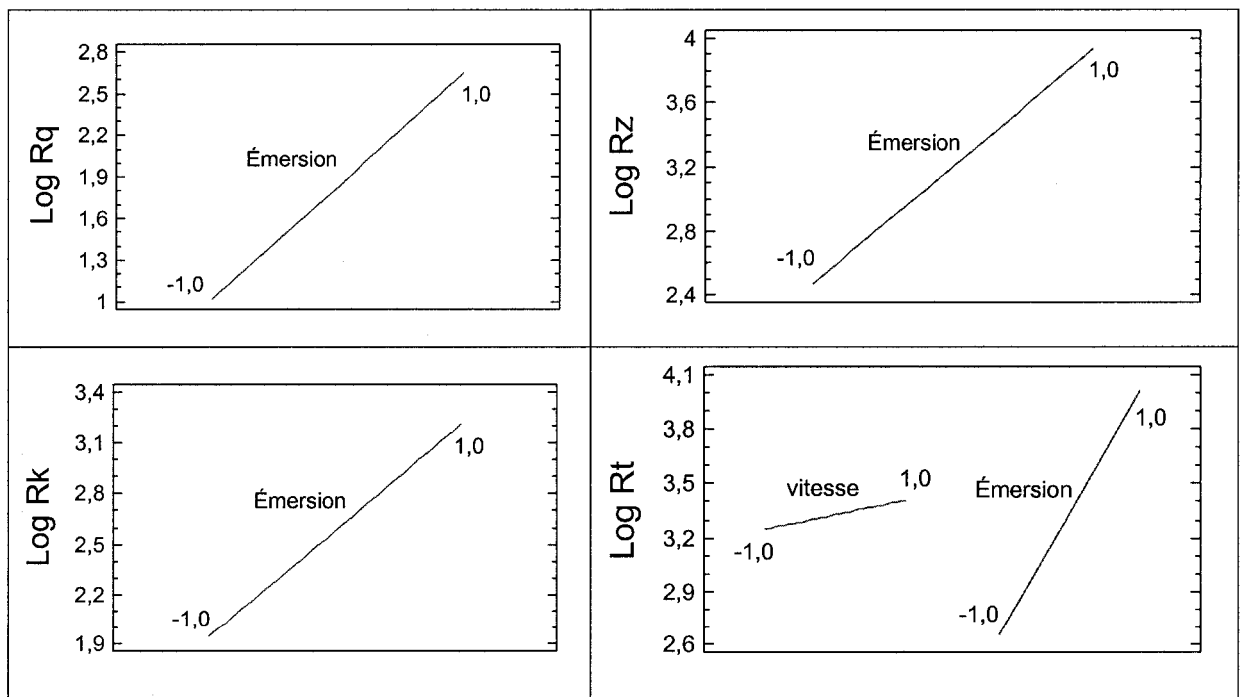


Figure 37 Effet direct sur les paramètres de rugosité

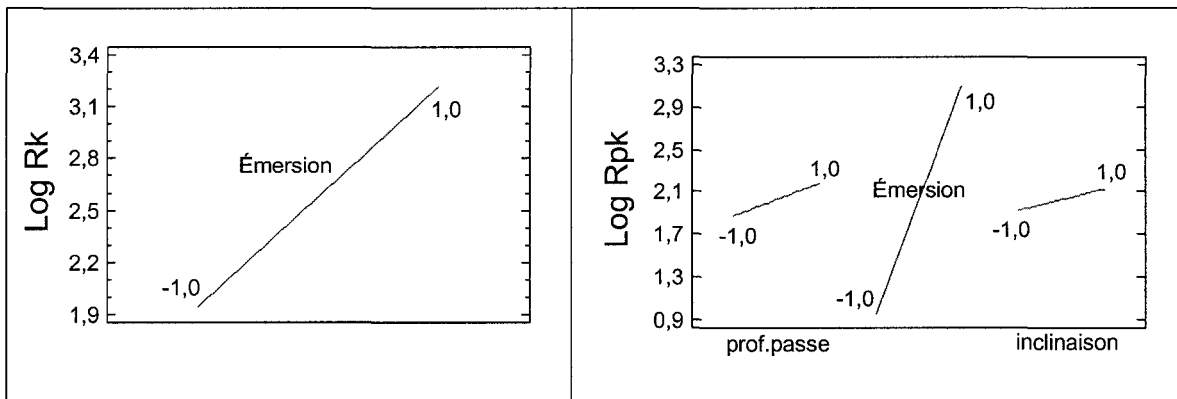


Figure 38 Effet direct sur les paramètres de rugosité

Selon les graphiques de la figure 39, tous les paramètres de rugosité sont affectés directement par les mêmes interactions entre les paramètres d'usinage, et qui sont l'interaction inclinaison et vitesse d'avance et l'interaction vitesse de coupe et vitesse d'avance.

- Pour de faibles vitesses d'avance, l'inclinaison permet de diminuer la rugosité.
- Si la vitesse d'avance est à son minimum, alors plus la vitesse de coupe augmente plus la rugosité diminue.
- Si la vitesse d'avance est à son maximum, alors plus la vitesse de coupe augmente plus la rugosité augmente.
- Si l'angle d'inclinaison est à son minimum, alors plus la vitesse d'avance augmente plus la rugosité diminue.

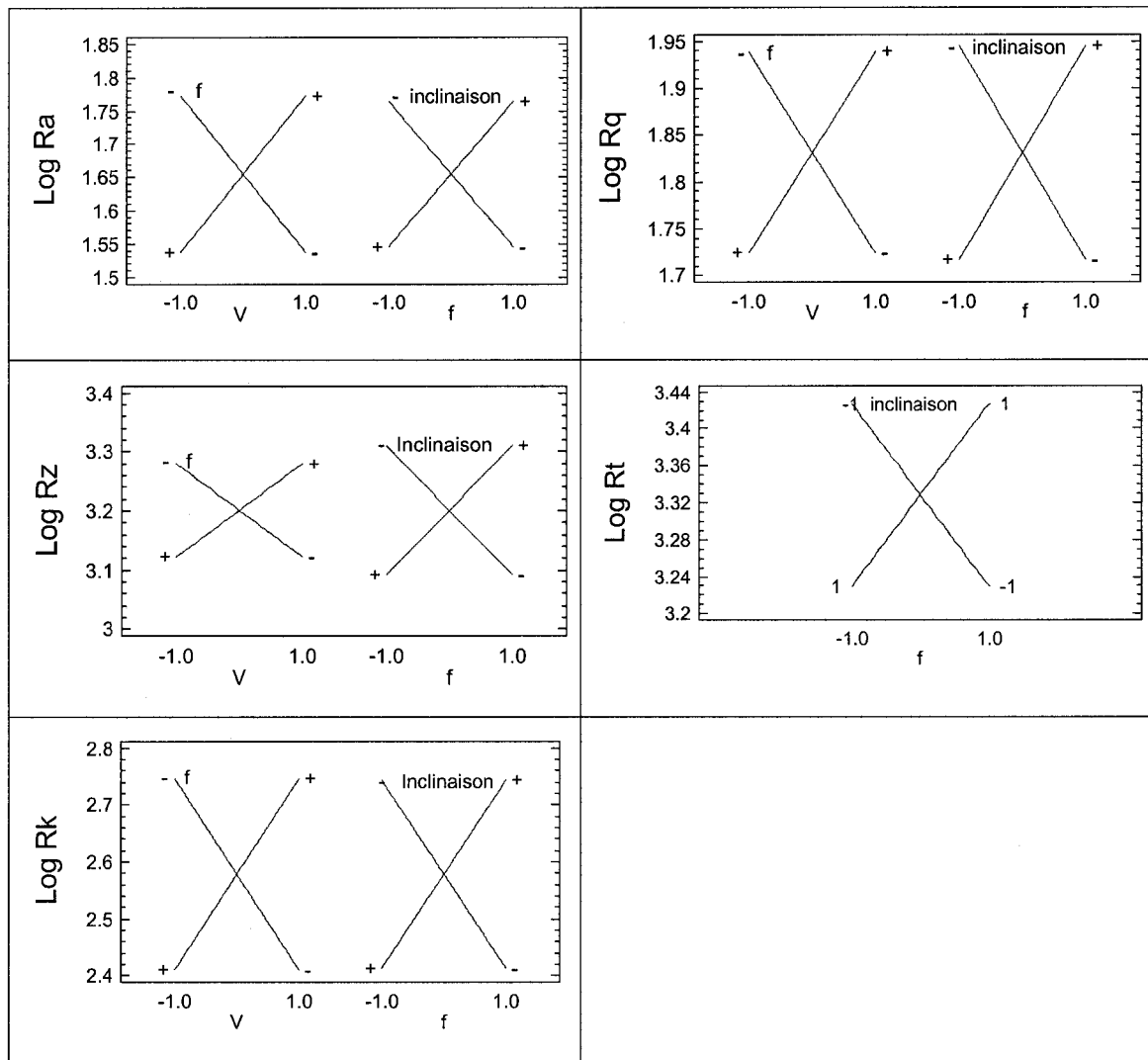


Figure 39 Effet des interactions sur les paramètres de rugosité

### Modélisation des équations de prédiction des fins de surface

Les paramètres de rugosité sont modélisés pour un intervalle de confiance de 95% d'après l'équation 2.2 et cela grâce au plan composite à face centrée utilisé pour planifier les expériences.

$$\ln(R_a) = 1.65 + 0.38X_4 + 0.11X_1X_2 + 0.1X_2X_6 \quad (3.20)$$

$$\ln(R_q) = 1.83 + 0.81X_4 + 0.1X_1X_2 + 0.11X - 2X_6 \quad (3.21)$$

$$\ln(R_t) = 3.32 + 0.07X_1 + 0.67X_4 + 0.09X_2X_6 \quad (3.22)$$

$$\ln(R_z) = 3.2 + 0.72X_4 + 0.07X_1X_2 + 0.1X_2X_6 \quad (3.23)$$

$$\ln(R_k) = 2.57 + 0.62X_4 + 0.16X_1X_2 + 0.165X_2X_6 \quad (3.24)$$

$$\ln(R_{pk}) = 2.02 + 0.15X_3 + 1.07X_4 + 0.01X_6 \quad (3.25)$$

Avec

$X_i$  : variable codée

$X_i X_j$  : interaction entre les variables

Pour déterminer les modèles de prédiction, un décodage est nécessaire. Ce décodage consiste à transformer les variables codées  $X_i$  en variables naturelles et il se fait par l'intermédiaire des équations :

$$X_1 = \frac{2 \ln(V) - [\ln(300) - \ln(90)]}{\ln\left(\frac{300}{90}\right)} \quad (3.26)$$

$$X_2 = \frac{2 \ln(F) - [\ln(0.3) - \ln(0.1)]}{\ln\left(\frac{0.3}{0.1}\right)} \quad (3.27)$$

$$X_3 = \frac{2 \ln(d) - [\ln(0.65) - \ln(0.35)]}{\ln\left(\frac{0.65}{0.35}\right)} \quad (3.28)$$



$$X_4 = \frac{2 \ln(W) - [\ln(1.5) - \ln(0.5)]}{\ln\left(\frac{1.5}{0.5}\right)} \quad (3.29)$$

$$X_5 = \frac{2 \ln(\alpha) - [\ln(30) - \ln(1)]}{\ln\left(\frac{30}{1}\right)} \quad (3.30)$$

$$X_6 = \frac{2 \ln(\beta) - [\ln(30) - \ln(1)]}{\ln\left(\frac{30}{1}\right)} \quad (3.31)$$

Finalemnt les modèles de prédiction des paramètres de rugosité obtenus avec un facteur de corrélation de 95% sont :

$$R_a = 0.19V^{[0.36 \ln(F)+0.62]} F^{[0.11 \ln(\beta+2)-2]} (\beta + 2)^{0.2} W^{1.5} \quad (3.32)$$

$$R_q = 0.33V^{0.54} F^{[0.3 \ln(V)-1.78]} (\beta + 2)^{[0.122 \ln(F)+0.22]} W^{1.49} \quad (3.33)$$

$$R_z = 2.45V^{[0.24 \ln(F)+0.42]} F^{[0.16 \ln(\beta+2)-1.4]} (\beta + 2)^{0.2} W^{1.32} \quad (3.34)$$

$$R_t = 12.4V^{0.13} F^{[0.1 \ln(\beta+2)-0.18]} (\beta + 2)^{0.18} W^{1.32} \quad (3.35)$$

$$R_k = 0.094V^{[0.51 \ln(F)+0.9]} F^{[0.17 \ln(\beta+2)-2.9]} (\beta + 2)^{0.3} W^{1.14} \quad (3.36)$$

$$R_{pk} = (\beta + 2)^{0.06} W^{1.96} d^{0.5} \quad (3.37)$$

Les modèles développés aux équations 3.32, 3.33, 3.34, 3.35, 3.36, 3.37 sont simples d'utilisation et ils reflètent les paramètres de coupe qui influencent le plus la rugosité. Ces modèles de prédiction sont comparés aux données expérimentales.

Les courbes de tendance de la figure 40 nous montre la variation entre les paramètres prédits et ceux expérimentaux, cette variation est faible pour tous les modèles.

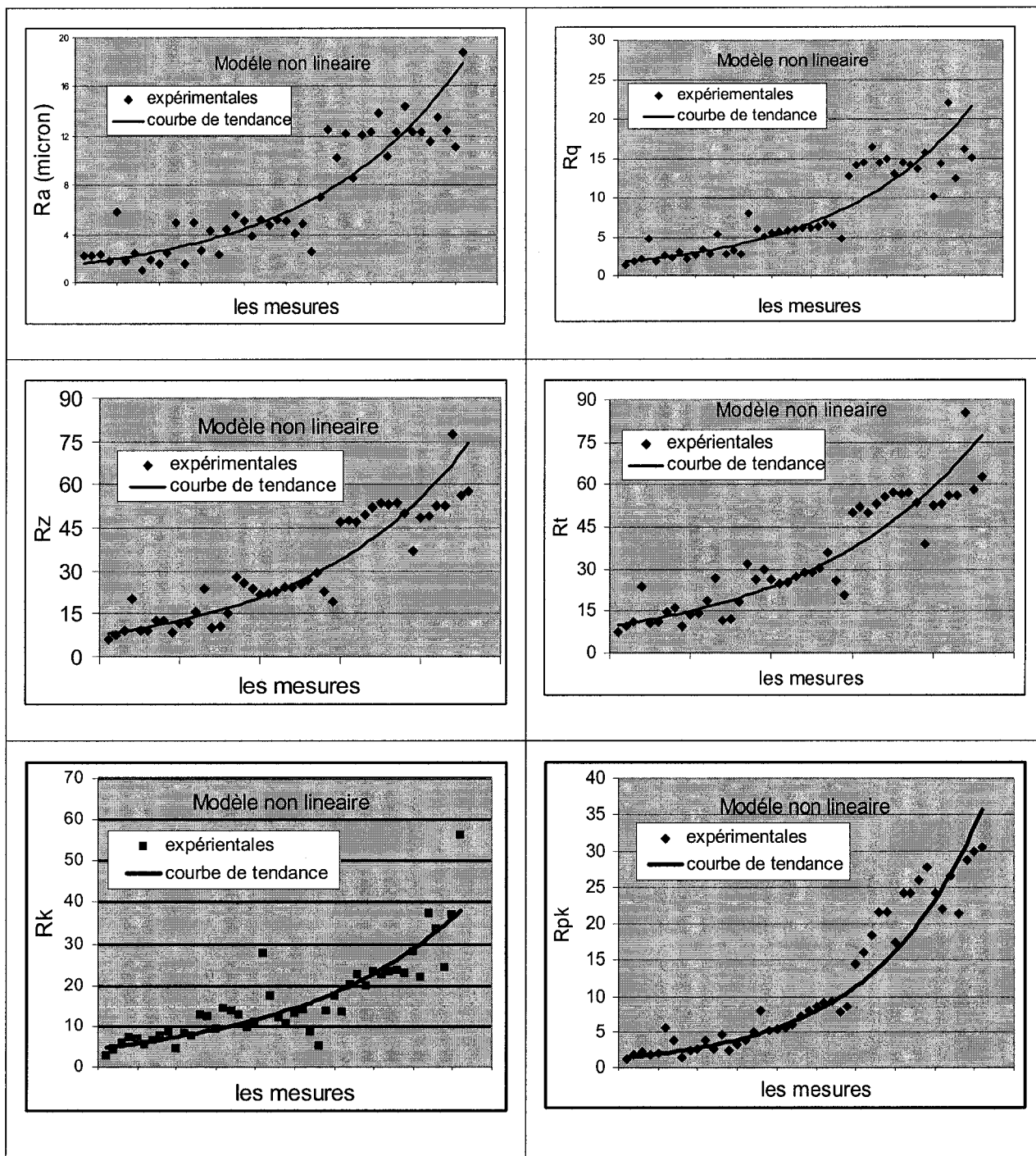


Figure 40 Comparaison des valeurs expérimentales aux valeurs prédites

On nous basant sur le fait que l'émersion est le facteur le plus influant sur les paramètres de rugosité, un modèle non linéaire de prédiction de l'écart moyen arithmétique a été déterminé facilitant ainsi la prédiction de la rugosité. Les courbes de validation et le tableau anova sont présentés en annexe et le modèle est le suivant

$$R_a = 6.50 W^{1.5} \quad (3.38)$$

### 3.4.3 Surfaces de réponses

Les surfaces de réponses (figure 41 et 42) permettent d'apprécier l'influence de l'inclinaison sur l'état de surface. On ne s'est pas intéressé à l'angle d'engagement car les analyses précédentes ont éliminé son effet sur les paramètres.

On conclut que :

- Lorsque l'outil est incliné, le paramètre Ra diminue avec de faibles vitesses d'avance et il augmente avec de fortes vitesses d'avance.
- Quelle que soit la vitesse de coupe, une inclinaison de l'outil fait augmenter la rugosité Ra.
- En augmentant le facteur émersion, l'inclinaison n'a pas d'effet.

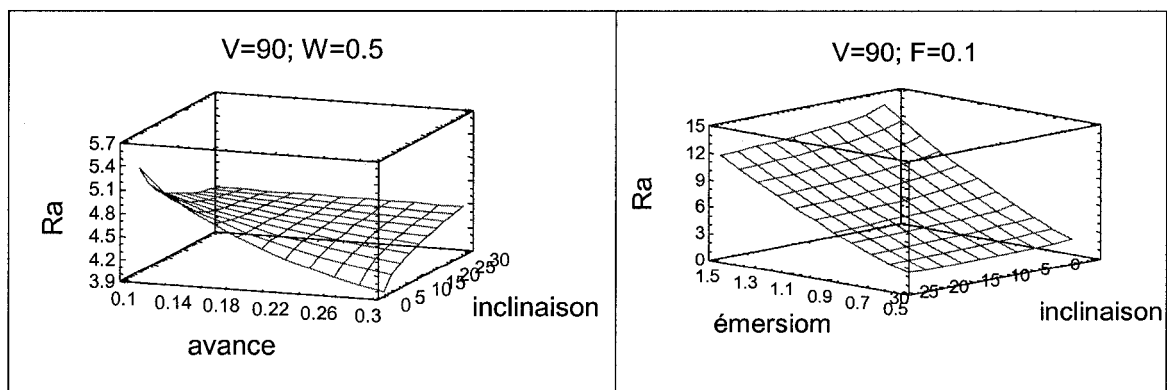


Figure 41 Surfaces de réponses

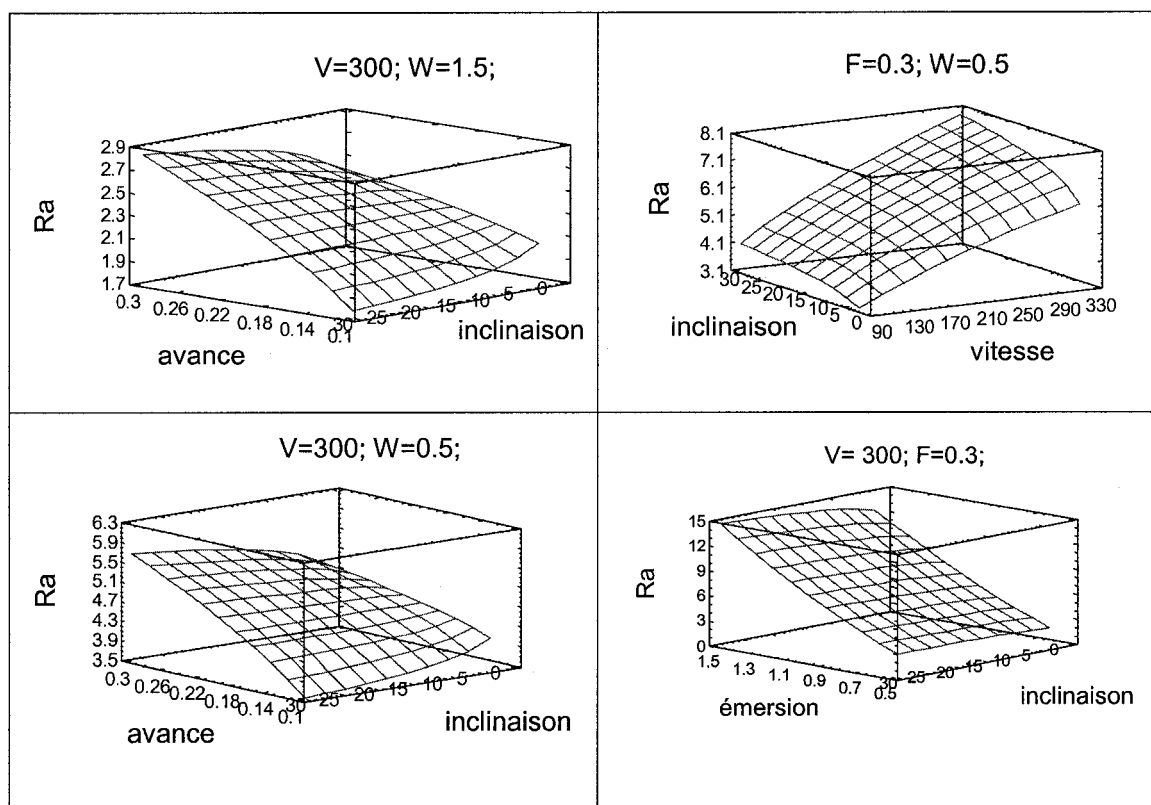


Figure 42 Surfaces de réponses

### 3.5 Prédiction des paramètres mesurés parallèlement à l'avance

#### 3.5.1 Analyse et modèles du second ordre

##### Résultats et analyses

D'après les tableaux de mesures, les valeurs des paramètres de rugosité mesurées parallèlement à l'avance sont inférieures à celles mesurées perpendiculairement et elles sont toujours faibles ce qui rend l'erreur de mesure plus grande. Cette dernière rend l'analyse encore plus difficile. On s'est maintenu à l'analyse des paramètres  $R_a$ ,  $R_q$ ,  $R_t$  et  $R_z$ .

Les diagrammes de Pareto suivants exposent et classent par ordre décroissant d'importance des facteurs et de leurs interactions sur les paramètres de rugosité  $R_a$ ,  $R_q$ ,  $R_t$  et  $R_z$ . Le niveau critique  $\alpha$  utilisé est de 5%, Tous les facteurs et les interactions ayant un niveau (P-value) inférieur à la limite sont négligeables et pour cette raison elles ne sont pas représentées.

Les graphes de Pareto aux figures 43, 44, 45 et 46 montrent des facteurs de corrélation très satisfaisants.

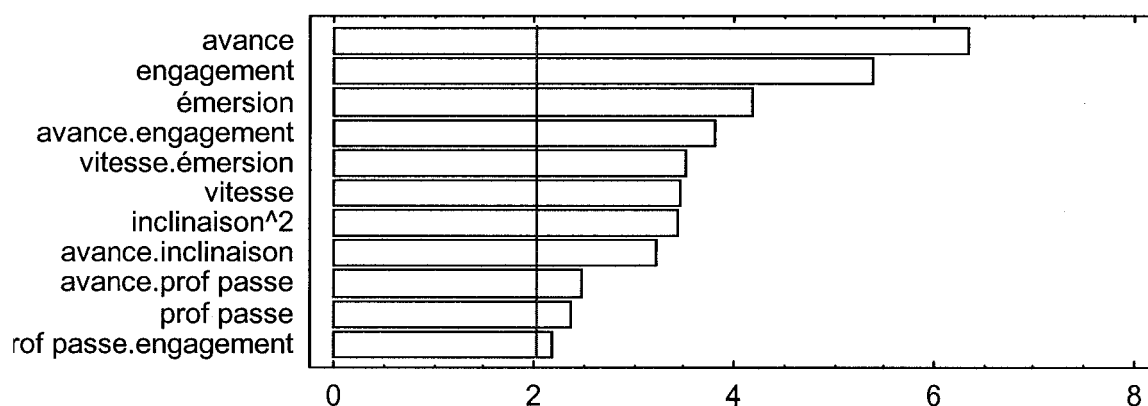


Figure 43 Pareto de la rugosité  $R_{a//}$ ,  $R^2 = 83\%$

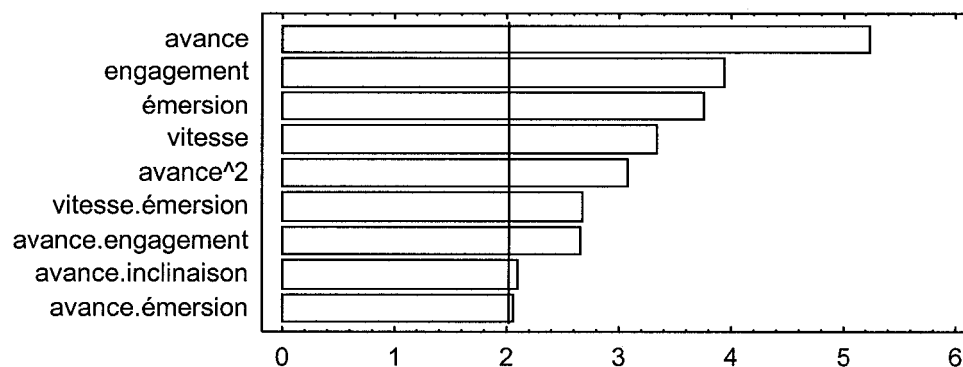


Figure 44 Pareto de la rugosité  $R_{q//}$ ,  $R^2 = 74\%$

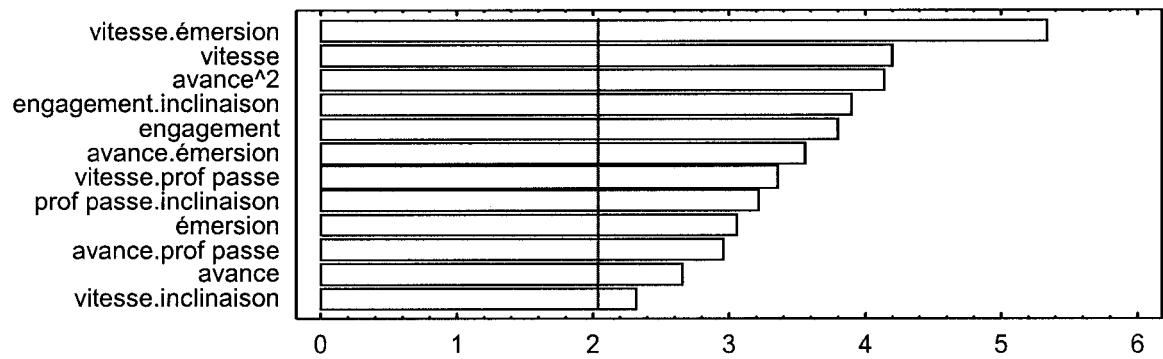


Figure 45 Pareto de la rugosité  $R_{v/}$ ,  $R^2 = 83 \%$

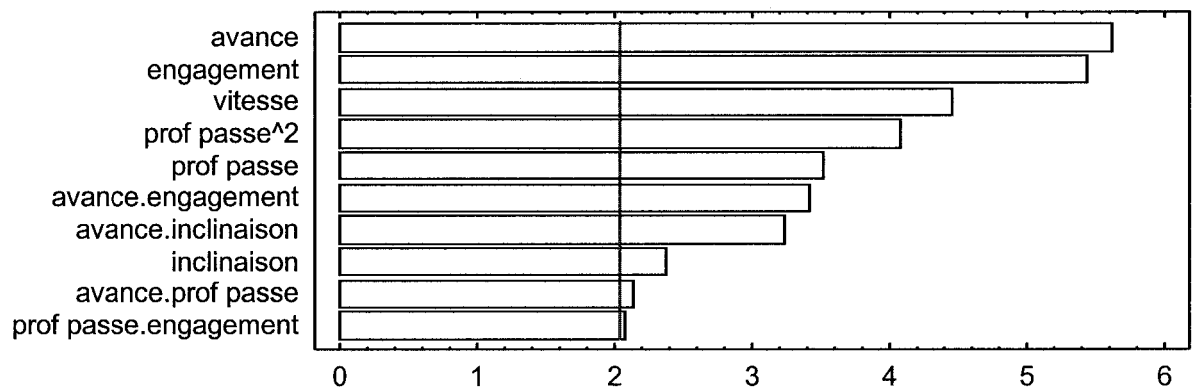


Figure 46 Pareto de la rugosité  $R_{z/}$ ,  $R^2 = 81 \%$

### Modélisation des équations de prédiction des finis de surface

Les paramètres de rugosité sont modélisés pour un intervalle de confiance de 95% d'après l'équation 2.1. Après décodage, les modèles de prédiction des paramètres de rugosité sont les suivants :

$$R_a = V(82.9 \times 10^{-4}W - 43.5 \times 10^{-4}) + F(20.42d + 0.31\alpha + 0.27\beta - 11.27 + d(0.12\alpha - 3.99) - 0.61W - 0.08\alpha + 36 \times 10^{-4}\beta^2 - 0.16\beta + 3.62) \quad (3.39)$$

$$R_q = V(0.87 \times 10^{-2}W + 0.28 \times 10^{-3}\alpha - 76 \times 10^{-4}) + 97.25F^2 + F(6.85W + 0.24\beta - 40.75) - 1.82W - 0.012\alpha - 0.046\beta + 5.58 \quad (3.40)$$

$$R_z = 0.022V + F(77.5d + 1.24\alpha + 1.17\beta - 45.24) + 188d^2 + d(0.5\alpha - 199) - 0.3\alpha - 0.15\beta + 53.5 \quad (3.41)$$

$$R_z = V(0.155d + 0.074W - 10^{-3}\beta - 0.1) + F(143d + 51.65W - 335.3) + 571.3F^2d(\beta + 43.3) - 20.5W + \alpha(0.012\beta - 0.01) + 0.54\beta + 63 \quad (3.42)$$

Les modèles de prédiction développés aux équations 3.42, 3.43, 3.44, 3.45 sont comparés aux données expérimentales. Les courbes de tendance de la figure 47 nous montrent la variation entre les paramètres prédits et ceux expérimentaux et cette variation est faible pour tous les modèles.

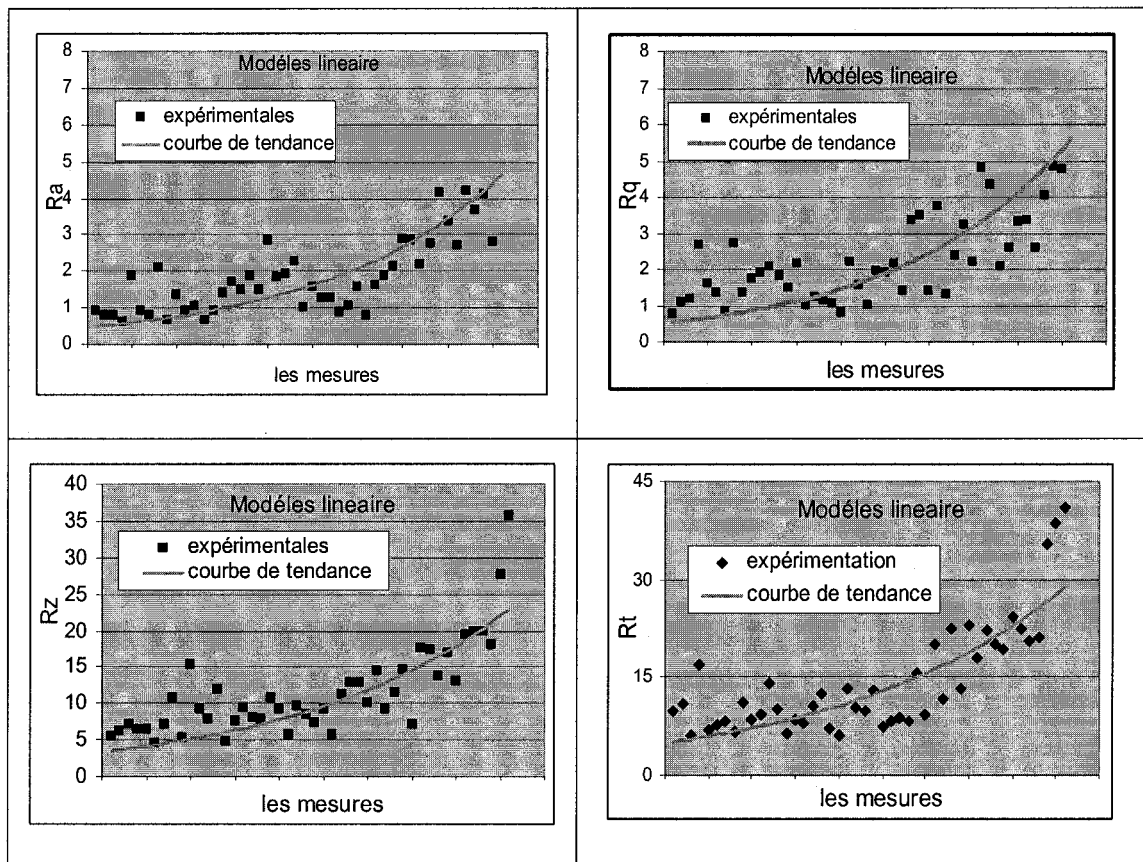


Figure 47 Comparaison des valeurs expérimentales aux valeurs prédites



### 3.5.2 Analyse et modèles multiplicatif

#### Résultats et analyses

Les diagrammes de Pareto, figures 48, 49, 50 et 51 exposent et classent par ordre décroissant d'importance des facteurs et de leurs interactions sur les paramètres de rugosité ( $R_a$ ,  $R_q$ ,  $R_t$ ,  $R_z$ ). Le niveau critique  $\alpha$  utilisé est de 5%. Tous les facteurs et les interactions ayant un niveau (P-value) inférieur à la limite sont négligeables et ne sont pas représentées. Les graphes montrent bien des facteurs de corrélation respectifs de 70%, 54%, 70% et 83% ce qui est très satisfaisant.

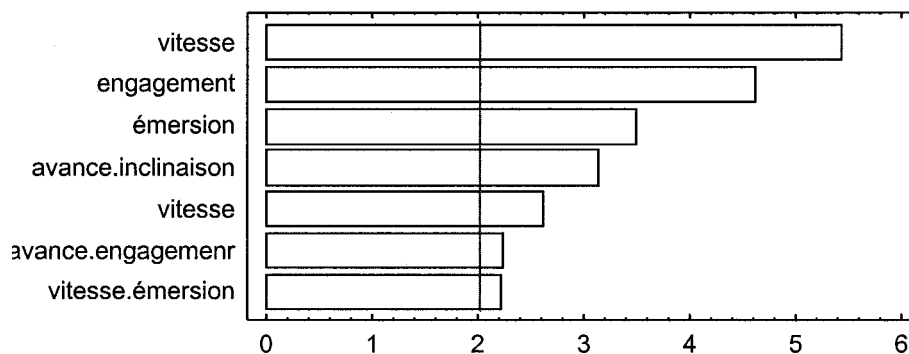


Figure 48 Pareto de la rugosité  $R_a$ ,  $R^2 = 70\%$

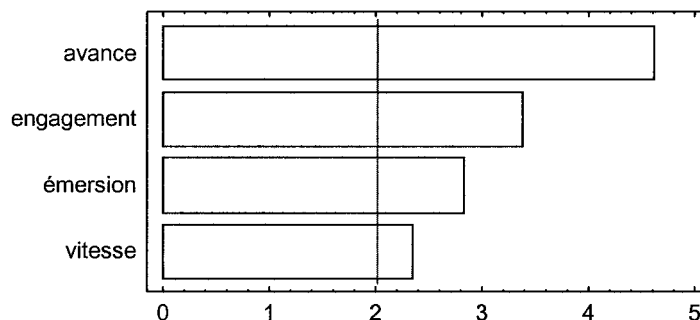


Figure 49 Pareto de la rugosité  $R_q$ ,  $R^2 = 54\%$

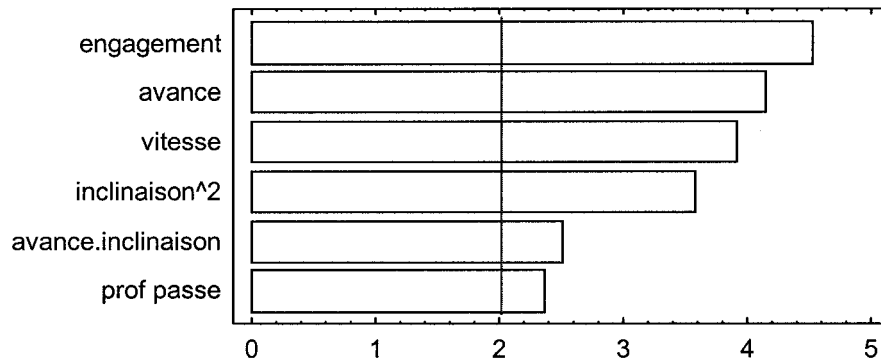


Figure 50 Pareto de la rugosité  $R_z//$ ,  $R^2 = 70\%$

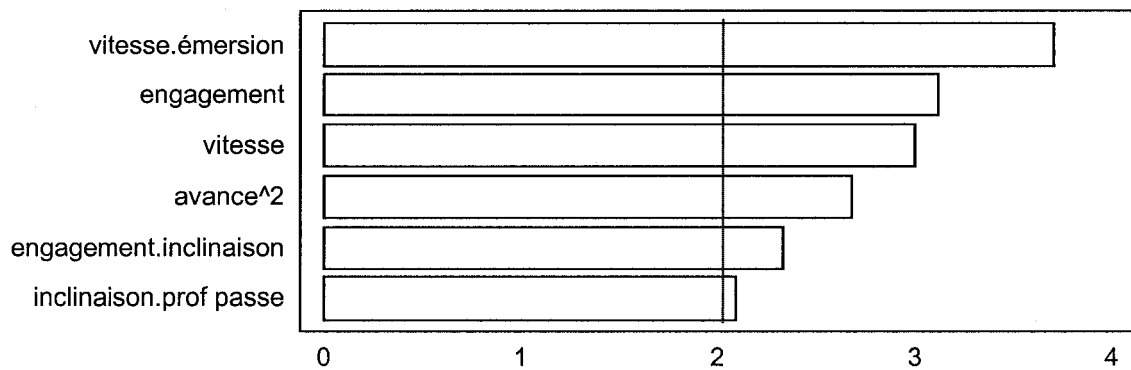


Figure 51 Pareto de la rugosité  $R_z//$ ,  $R^2 = 83\%$

Les facteurs influents les paramètres de rugosité mesurés parallèlement à l'avance sont différents de ceux qui influent les paramètres de rugosité mesurés perpendiculairement à l'avance. Ces facteurs influents sont la vitesse de coupe, la vitesse d'avance, l'émersion et l'engagement. L'augmentation de chacun de ces facteurs entraîne l'augmentation de la rugosité

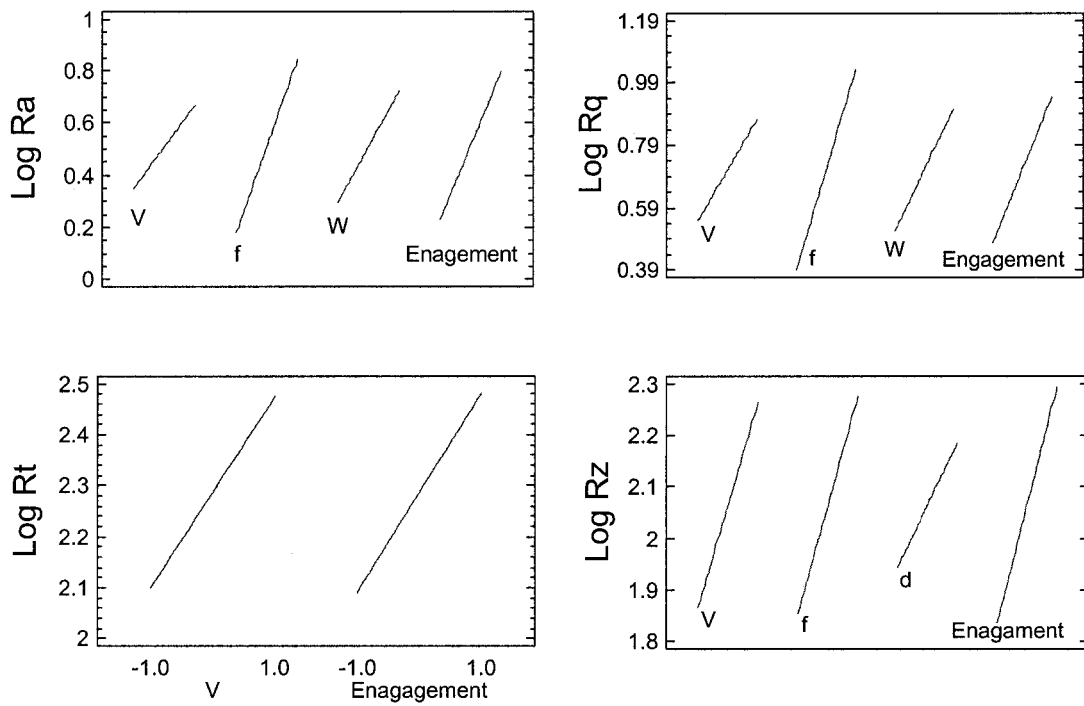


Figure 52 Effet direct sur les paramètres de rugosité

L'interaction avance et inclinaison affecte les paramètres de rugosité mesurés parallèlement. Lorsque la vitesse d'avance augmente, un faible angle d'inclinaison permet d'avoir une meilleure rugosité (figure 53).

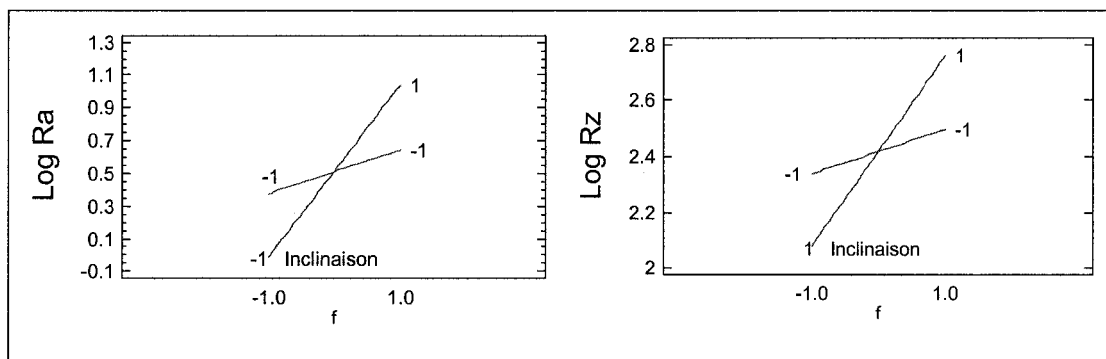


Figure 53 Effets des interactions sur les paramètres de rugosité

### Modélisation des équations de prédiction des finis de surface

Après décodage de l'équation, les modèles de prédiction des paramètres de rugosité sont les suivants :

$$R_a = \frac{0.25V^{(0.42 \ln(W)+0.33)} F^{(0.15 \ln(\alpha+2)+0.21 \ln(\beta+2)-0.01)} (\alpha + 2)^{0.43} (\beta + 2)^{0.37}}{W^{-1.76}} \quad (3.43)$$

$$R_q = 1.19V^{0.27} F^{0.58} (\alpha + 2)^{0.14} W^{0.35} \quad (3.44)$$

$$R_z = \frac{2.85^{0.33} d^{0.39} (\alpha + 2)^{0.14} e^{(0.12 \ln(\beta+2)+2)} F^{(3.4 \times 10^{-13} (4.12 \times 10^{11} \ln(\beta+2)+4.3 \times 10^{11}))}}{(\beta + 2)^{0.17}} \quad (3.45)$$

$$R_t = \frac{51F^4 e^{(1.14 \ln(F)^2)} V^{(0.72 \ln(W)+0.416)} d^{(0.43-0.25 \ln(\beta+2))} \alpha^{(0.052 \ln(\beta+2)+0.027)}}{W^{3.7} (\beta + 2)^{0.28}} \quad (3.46)$$

Même pour un modèle multiplicatif, les modèles de prédiction des paramètres de rugosité parallèlement à l'avance restent complexes comparant aux modèles de prédictions des paramètres de rugosité perpendiculairement à l'avance, cela est dû aux faibles valeurs mesurées dans cette direction de mesure.

Les modèles de prédiction développés aux équations 3.43, 3.44, 3.45 et 3.46 sont comparés aux données expérimentales. Les courbes de la figure 54 nous montrent la variation entre les paramètres prédit et ceux expérimentaux et cette variation est faible pour tous les modèles.

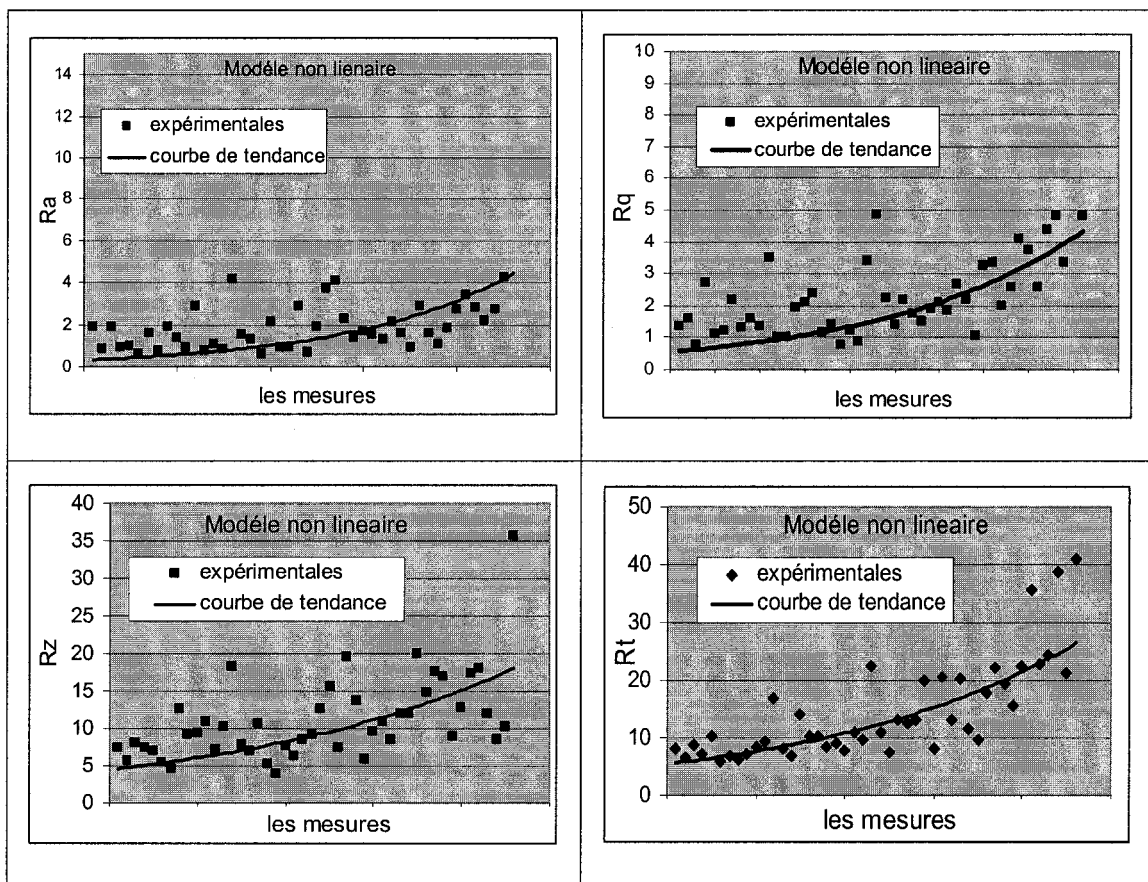


Figure 54 Comparaison des valeurs expérimentales aux valeurs prédites

### 3.5.2.1 Surfaces de réponses

Les surfaces de réponses de la figure 55 permettent d'apprécier l'influence de l'inclinaison et de l'engagement sur l'état de surface.

On conclut que :

- L'augmentation de chacun des facteurs influant la rugosité, vitesse de coupe, vitesse d'avance, engagement et émersion fait augmenter la rugosité.
- Pour de faibles vitesses d'avance une faible inclinaison permet de diminuer la rugosité.

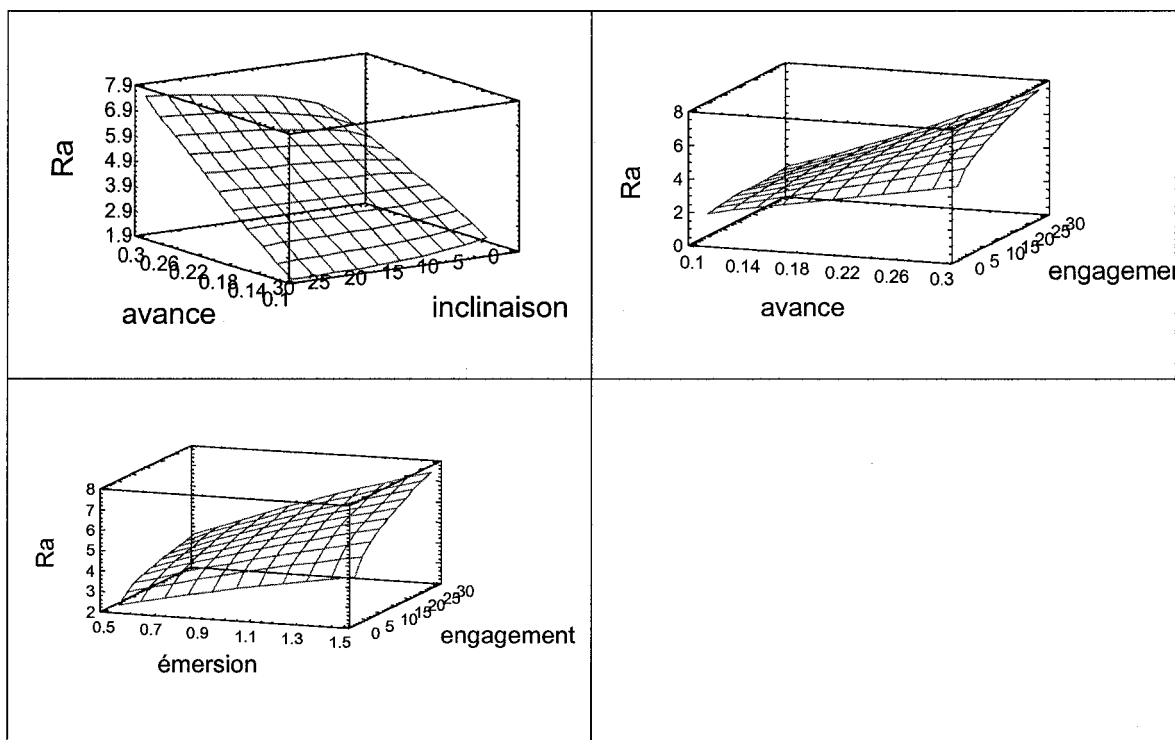


Figure 55 Surfaces de réponses de  $R_a$

### 3.6 Corrélation entre la rugosité et le temps d'usinage

Les résultats présentés aux figures 56 et 57 sont des courbes de niveaux réalisées sur Matlab. Elles indiquent qu'il est possible de choisir une combinaison de vitesse de coupe et d'avance qui réduit le temps d'usinage en MOCN sans accroître la rugosité de surface puisqu'il existe un grand nombre de combinaisons de vitesses et d'avances qui produisent la même rugosité extérieure.

Le modèle de temps d'usinage en MOCN déterminé par Youcef Amtout [45] a été utilisé pour dessiner les courbes de niveaux du temps d'usinage (T).

On remarque bien qu'on peut réduire le temps d'usinage de 44% tout en gardant le même état de surface, comme on peut réduire la rugosité  $R_a$  de 20% pour le même temps d'usinage. Cela représente un gain énorme pour l'industrie des moules.

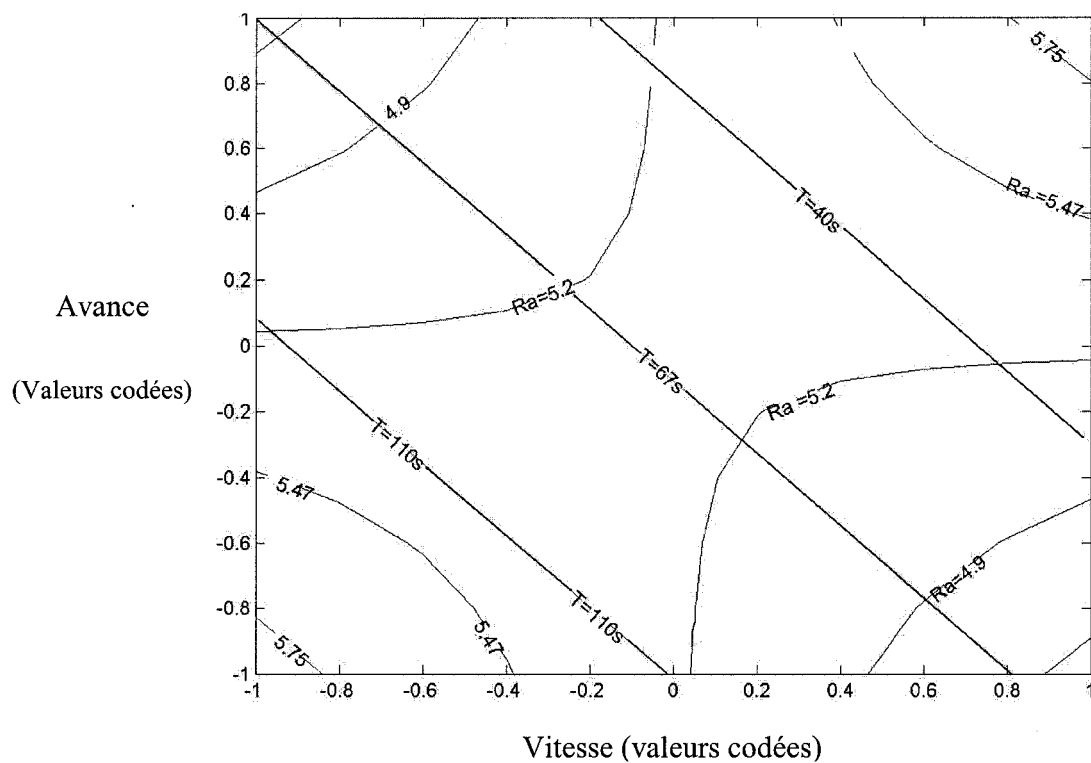


Figure 56 Courbes de niveau pour le modèle multiplicatif

(Ra perpendiculaire à l'avance et Temps d'usinage)

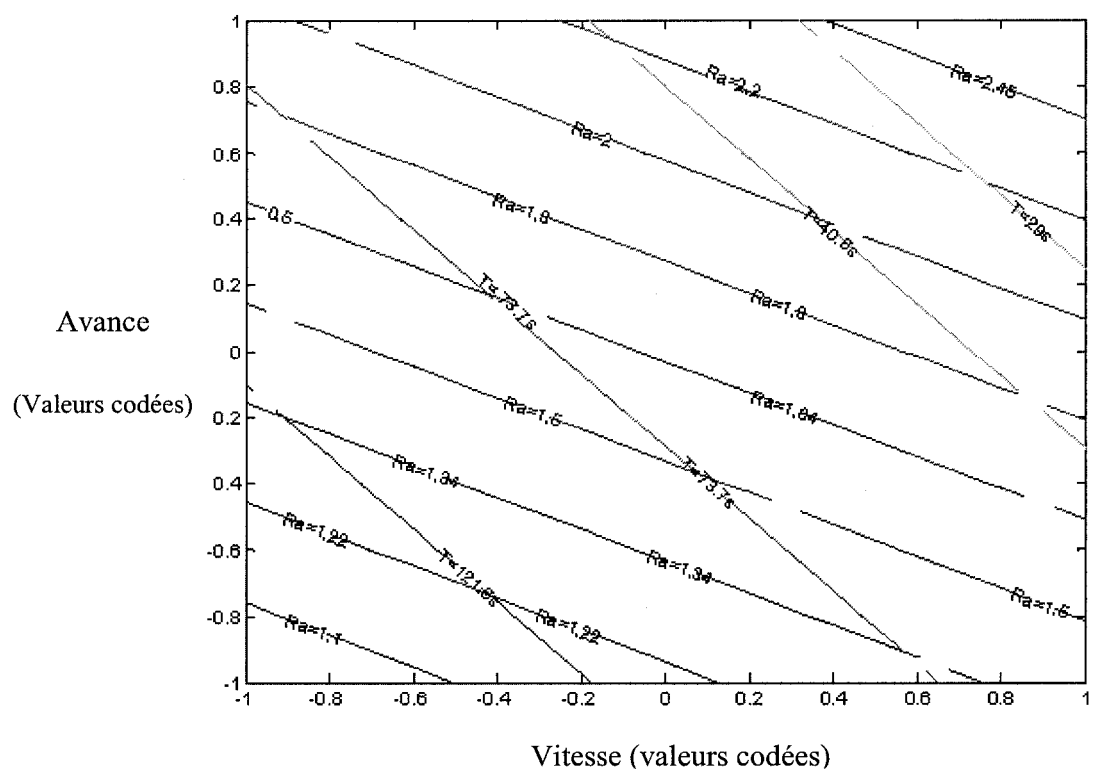


Figure 57 Courbes de niveau pour le modèle multiplicatif

(Ra parallèlement à l'avance et temps d'usinage)



## CHAPITRE 4

### CONTRAINTES RÉSIDUELLES

#### 4.1 Introduction

Les contraintes résiduelles résultant des opérations d'usinage sont étudiées depuis des années et ont pour résultat un nombre significatif de publications scientifiques qui rapportent des résultats expérimentaux en fonction des couches usinées pour différents matériaux soit les aciers inoxydables et les alliages spéciaux. Certaines publications proposent quelques formulations analytiques et numériques pour la formation des contraintes résiduelles dans les couches usinées et l'opinion générale converge à celle que les résultats de ces contraintes résiduelles résultent de l'interaction de trois phénomènes : la charge mécanique, la charge thermique et la transformation de phase. Cependant, la majeure partie du travail existant sur l'intégrité extérieure de la surface usinée est limitée aux études expérimentales, et elles rapportent l'évolution lente du développement d'un modèle analytique à la complexité inhérente des processus d'usinage.

Pour franchir cette complexité et satisfaire au besoin de prévision des contraintes résiduelles dans des couches usinées, un certain nombre de méthodes peuvent être utilisées, parmi elles, on retrouve les plan d'expériences avec lesquels il est possible d'établir et de vérifier un modèle approprié qui corrèle ces contraintes résiduelles créées en surface avec les paramètres d'usinage.

#### 4.2 Tableaux des mesures :

Pour chacune des 46 pièces usinées, les contraintes sont mesurées en surface. Le tableau XI est un tableau de récupération de mesures pour chaque pièce et le tableau X est celui des données de base pour les calculs des contraintes minimales et maximales.

Tableau X  
Tableau des données

Diamètre de l'outil D (mm)	Diamètre de la Rosette (mm)	Module de Young du matériau GPa	Coefficient de poisson
1.6	5.13	260	0.3

Tableau XI  
Tableau des mesures d'une pièce

Profondeur mm		Les mesures		Les coefficients				Angle $\alpha$	Contraintes MPa	
Z	Z/D <sub>0</sub>								$\sigma_{\text{Max}}$	$\sigma_{\text{min}}$
0.050	0.032	E <sub>1</sub>	-5	a	0.005	b	0.01	-22.5	123	196
		E <sub>2</sub>	-3	A	-1.3 10 <sup>-2</sup>	B	-1.9 10 <sup>-2</sup>			
		E <sub>3</sub>	-3							
0.101	0.064	E <sub>1</sub>	-6	a	0.01	b	0.018	-22.5	75	120
		E <sub>2</sub>	-4	A	-2.5 10 <sup>-2</sup>	B	-3.5 10 <sup>-2</sup>			
		E <sub>3</sub>	-4							
0.203	0.127	E <sub>1</sub>	-5	a	0.023	b	0.05	22.5	27	42
		E <sub>2</sub>	-5	A	-5.5 10 <sup>-2</sup>	B	-9.6 10 <sup>-2</sup>			
		E <sub>3</sub>	-3							
0.304	0.191	E <sub>1</sub>	-3	a	0.035	b	0.07	15.5	-8	13
		E <sub>2</sub>	-2	A	-8.8	B	-13			
		E <sub>3</sub>	2							
0.406	0.254	E <sub>1</sub>	-4	a	0.05	b	0.095		7.7	24
		E <sub>2</sub>	-1	A	-1.3 10 <sup>-1</sup>	B	-1.8 10 <sup>-1</sup>			
		E <sub>3</sub>	-4							
0.508	0.318	E <sub>1</sub>	-7	a	0.06	b	0.12	-25.4	-7	23
		E <sub>2</sub>	3	A	-1.5 10 <sup>-1</sup>	B	-2.3 10 <sup>-1</sup>			
		E <sub>3</sub>	2							
0.609	0.3820	E <sub>1</sub>	-2	a	0.075	b	0.14	-37	-13	13
		E <sub>2</sub>	7	A	-1.9 10 <sup>-1</sup>	B	-2.7 10 <sup>-1</sup>			
		E <sub>3</sub>	2							
0.762	0.4770	E <sub>1</sub>	-2	a	0.09	b	0.18	-29.5	-10	6
		E <sub>2</sub>	6	A	-2.3 10 <sup>-1</sup>	B	-3.5 10 <sup>-1</sup>			
		E <sub>3</sub>	4							
0.914	0.572	E <sub>1</sub>	3	a	0.104	b	0.215	-31.7	-19	-3
		E <sub>2</sub>	12	A	-2.6 10 <sup>-1</sup>	B	-4.1 10 <sup>-1</sup>			
		E <sub>3</sub>	9							
1.066	0.688	E <sub>1</sub>	0	a	0.11	b	0.24	-39.3	-7	3
		E <sub>2</sub>	6	A	-2.8 10 <sup>-1</sup>	B	-4.6 10 <sup>-1</sup>			
		E <sub>3</sub>	2							
1.219	0.763	E <sub>1</sub>	8	a	0.12	b	0.3	-35.8	-18	-8
		E <sub>2</sub>	14	A	-3 10 <sup>-1</sup>	B	-5.8 10 <sup>-1</sup>			
		E <sub>3</sub>	8							
1.524	0.954	E <sub>1</sub>	6	a	0.12	b	0.3	37.4	-17	-8
		E <sub>2</sub>	13	A	-3 10 <sup>-1</sup>	B	-5.8 10 <sup>-1</sup>			
		E <sub>3</sub>	9							

Pour certaines pièces usinées les contraintes créées en surface étaient des contraintes de tension alors que pour d'autres elles étaient de compression. Les valeurs des contraintes atteignaient les 800 MPa en tension et -560 MPa en compression

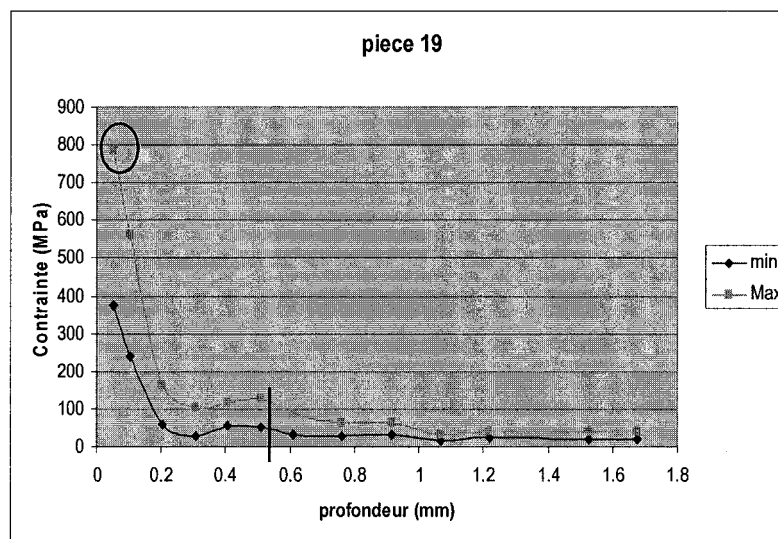
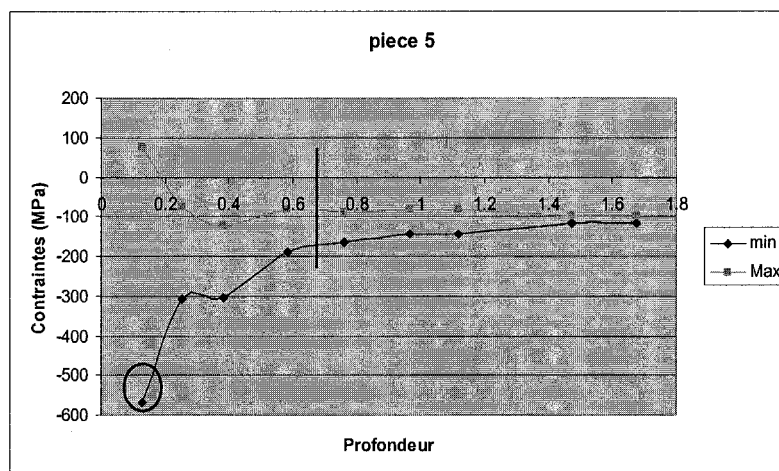


Figure 58 Deux cas de distribution des contraintes résiduelles en surface

(Les distributions des 46 pièces sont en annexe)

La moyenne de la profondeur à laquelle les contraintes se stabilisent et deviennent constantes est de 0.55 mm. D'après Kuang-Hua Fuh and Chih-Fu Wu [27] les

contraintes résiduelles créées en surfaces après une opération de fraisage sont de tension et de compression et elles se stabilisent après une profondeur de 0.5 mm.

### **4.3 Résultats des expériences**

Le tableau XII illustre les niveaux des six paramètres d'usinage utilisés pour les 46 expériences. Les quatre dernières colonnes du tableau sont les colonnes des mesures et elles représentent respectivement les contraintes minimales, les contraintes maximales, la mesure qualitative qui indique l'état de la contrainte (compression ou tension) et la profondeur de stabilisation des contraintes.

Tableau XII  
Paramètres des expériences et des résultats

	Vitesse	Avance	Prof. passe	Émersion	Engagement	Inclinaison	$\sigma$ min	$\sigma$ Max	qualitative	Profondeur
	V(m/min)	f(mm/dent)	d (mm)	W(mm)	$\alpha$ (degré)	$\beta$ (degré)	Mpa	Mpa	0/1	mm
1	164.317	0.173	0.477	0.5	4.56	4.56	131.54	299.23	0	0.911
2	90	0.1	0.35	0.5	30	30	56.9	136.9	0	0.508
3	300	0.3	0.35	0.5	0	0	284.16	75.84	1	0.610
4	90	0.173	0.477	0.866	4.56	4.56	99.57	116.32	0	0.381
5	90	0.3	0.65	0.5	0	0	568.72	76	1	0.762
6	164.317	0.173	0.477	0.866	4.56	0	139.79	160.21	0	0.762
7	90	0.3	0.65	1.5	0	30	99.57	140.43	0	0.584
8	90	0.1	0.35	1.5	30	0	139.79	160.21	0	0.406
9	164.317	0.1	0.477	0.866	4.56	4.56	67.94	72.06	0	0.203
10	164.317	0.173	0.477	0.866	30	4.56	107.89	192.11	0	0.911
11	90	0.1	0.65	1.5	30	30	68.89	11.11	1	0.911
12	300	0.1	0.35	1.5	30	30	87.7	152.3	0	0.305
13	300	0.1	0.35	0.5	30	0	278.38	162.97	1	0.610
14	90	0.1	0.35	1.5	0	30	119.57	160.43	0	0.610
15	90	0.3	0.65	1.5	30	0	338.21	405.68	0	0.762
16	300	0.3	0.65	0.5	0	30	261.86	378.14	0	0.203
17	90	0.3	0.35	1.5	0	0	113.17	186.83	0	0.762
18	164.317	0.173	0.35	0.866	4.56	4.56	111.11	168.89	0	0.610
19	300	0.1	0.35	1.5	0	0	374	785	0	0.610
20	300	0.3	0.35	0.5	30	30	187.7	366.29	0	0.762
21	90	0.1	0.65	0.5	0	30	47.16	92.84	0	1.210
22	300	0.3	0.65	1.5	0	0	167.92	272.08	0	0.911
23	300	0.3	0.65	1.5	30	30	32.42	47.58	0	0.200
24	164.317	0.173	0.477	0.866	4.56	4.56	79.79	100.21	0	0.305
25	90	0.1	0.35	0.5	0	0	79.57	120.43	0	0.762
26	90	0.3	0.35	1.5	30	30	215.4	344.6	0	0.610
27	164.317	0.173	0.477	1.5	4.56	4.56	159.36	473.54	0	0.610
28	164.317	0.173	0.65	0.866	4.56	4.56	79.57	120.43	0	0.305
29	300	0.1	0.65	1.5	0	30	241.48	378.52	0	0.762
30	300	0.1	0.35	0.5	0	30	319.79	676.77	0	0.762
31	90	0.3	0.35	0.5	0	30	95.4	224.6	0	0.305
32	300	0.1	0.65	0.5	0	0	179.79	200.21	0	0.203
33	164.317	0.173	0.477	0.866	4.56	30	215.64	364.36	0	0.203
34	300	0.3	0.35	1.5	30	0	167.7	232.3	0	0.606
35	300	0.1	0.65	0.5	30	30	145.56	174.44	0	0.610
36	300	0.173	0.477	0.866	4.56	4.56	254.32	345.68	0	0.610
37	90	0.1	0.65	0.5	30	0	23.33	63.33	1	0.406
38	90	0.1	0.65	1.5	0	0	516.9	323.1	1	0.203
39	90	0.3	0.65	0.5	30	30	185.68	202	1	0.203
40	164.317	0.3	0.477	0.866	4.56	4.56	223.63	123.63	0	0.203
41	164.317	0.173	0.477	0.866	0	4.56	120.46	439.54	0	0.203
42	90	0.3	0.35	0.5	30	0	561.62	661.11	0	0.610
43	300	0.3	0.35	1.5	0	30	12.11	183.33	1	0.203
44	300	0.1	0.65	1.5	30	0	67.7	132.3	0	0.406
45	164.317	0.173	0.477	0.866	0	4.56	64.19	164.19	0	5.231
46	300	0.3	0.65	0.5	30	0	307.92	412.08	0	0.406

#### 4.4 Modèles du second ordre et analyses

Le résultat de l'analyse des contraintes résiduelles pour un intervalle de confiance de 95 % et les valeurs des coefficients ( $b_i$ ) du modèle sont présentées au tableau XIII. Le critère P-value est utilisé pour distinguer les facteurs et les interactions significatives. Cette méthode d'analyse est utilisée par Kuang Hua Fuh et Chih-Fu Wu [27] pour l'analyse des contraintes créées en surface.

Tableau XIII  
Valeurs de coefficients de régression et les P-Values

$\sigma_{\min}$			$\sigma_{\max}$		
Coefficients de régressions	P-Value	Paramètres	Coefficients de régressions	P-Value	Paramètres
b0 = 121.464			b0 = 222.2		
b1 = -2.77735	0.8691	$X_1$	b1 = 33.3671	0.1305	$X_1$
b2 = 33.6538	0.0579	$X_2$	b2 = 27.795	0.2034	$X_2$
b3 = 7.76765	0.6457	$X_3$	b3 = -28.0324	0.1997	$X_3$
b4 = -27.3141	0.1175	$X_4$	b4 = -10.2726	0.6316	$X_4$
b5 = -12.8553	0.4491	$X_5$	b5 = -16.1718	0.4525	$X_5$
b6 = -52.3632 x	0.0055	$X_6 = \beta$	b6 = -10.6897	0.6179	$X_6$
b7 = 51.213	0.4256	$X_1^2$	b7 = 18.3348	0.8205	$X_2^2$
b8 = -39.4619 x	0.0333	$X_2^2 = v.F$	b8 = -57.3806 x	0.0165	$X_2^2$
b9 = -19.9513	0.2592	$X_3^2$	b9 = 2.27375	0.9177	$X_3^2$
b10 = -29.4606	0.1025	$X_4^2$	b10 = -14.0656	0.5252	$X_4^2$
b11 = -11.8844	0.4965	$X_5^2$	b11 = -47.3275 x	0.0427	$X_5^2$
b12 = 32.79	0.0715	$X_6^2$	b12 = 36.9937	0.1055	$X_6^2$
b13 = 20.053	0.7532	$X_1X_2$	b13 = -114.82	0.1665	$X_1X_2$
b14 = 11.0763	0.5259	$X_1X_3$	b14 = 18.9581	0.3939	$X_1X_3$
b15 = -51.7694 x	0.0073	$X_1X_4 = F.W$	b15 = -32.085	0.1567	$X_1X_4$
b16 = 39.6331 x	0.0327	$X_1X_5 = F.\alpha$	b16 = 76.9594 x	0.0023	$X_1X_5$
b17 = -30.6987	0.0898	$X_1X_6$	b17 = -21.4419	0.3363	$X_1X_6$
b18 = -30.392	0.6344	$X_2X_3$	b18 = -68.0052	0.4043	$X_2X_3$
b20 = 18.2075	0.3017	$X_2X_4$	b20 = 11.3519	0.6074	$X_2X_4$
b21 = -42.0813 x	0.0244	$X_2X_5 = d.\alpha$	b21 = -19.74	0.3751	$X_2X_5$
b22 = -9.98563	0.5670	$X_2X_6$	b22 = -22.99	0.3035	$X_2X_6$
b23 = 19.718	0.7572	$X_3X_4$	b23 = 173.72 x	0.0426	$X_3X_4$
b24 = -9.43938	0.5883	$X_3X_5$	b24 = -26.9531	0.2303	$X_3X_5$
b26 = 3.45875	0.8422	$X_3X_6$	b26 = -35.7431	0.1170	$X_3X_6$
b27 = -39.692	0.5354	$X_4X_5$	b27 = -34.5152	0.6698	$X_4X_5$
b28 = 1.48125	0.9320	$X_4X_6$	b28 = -31.935	0.1585	$X_4X_6$
b29 = 51.983	0.4188	$X_5X_6$	b29 = 49.6198	0.5410	$X_5X_6$

Avec :  $X_1 = V$ ,  $X_2 = F$ ,  $X_3 = d$ ,  $X_4 = W$ ,  $X_5 = \alpha$ ,  $X_6 = \beta$

On remarque bien que l'angle d'inclinaison de l'outil ( $\beta$ ) a un effet significatif sur les contraintes résiduelles minimales, suivit des interactions vitesse-avance, vitesse-émersion, et vitesse-engagement.

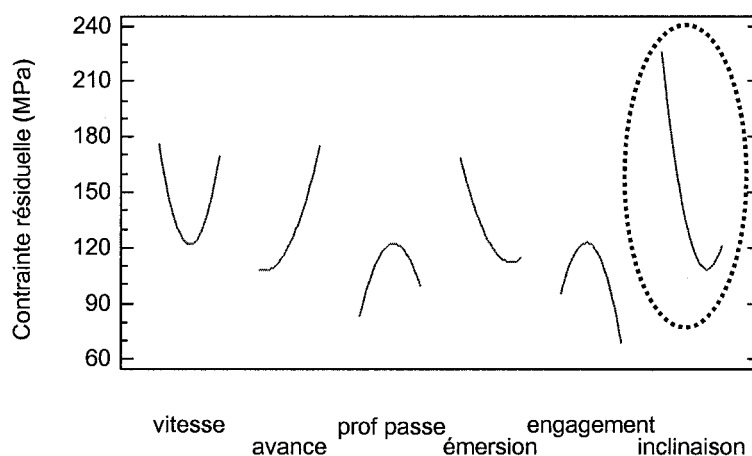


Figure 59 Effet des paramètres d'usinage

Les modèles déterminés pour  $\sigma_{\min}$  et  $\sigma_{\max}$  possèdent des niveaux d'explication acceptable, soit les coefficients de corrélation de 80% et de 78%.

Une analyse des résidus peut suivre. En premier temps on compare le comportement du modèle par rapport aux données réelles. Cette comparaison se fait par l'entremise du graphique des observations et des prédictions.



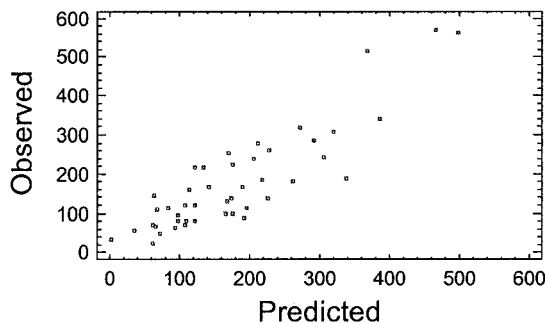


Figure 60 Observation versus prédiction

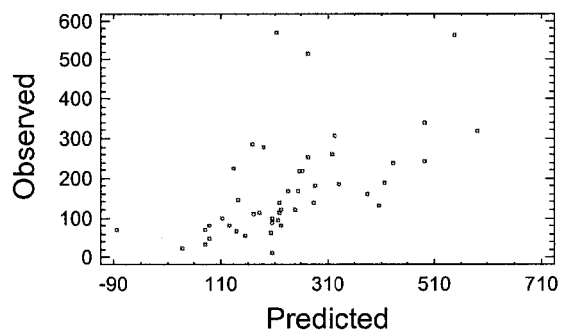
( $\sigma_{\min}$ )

Figure 61 Observation versus prédiction

( $\sigma_{\max}$ )

Par la suite, l'homogénéité des variances se vérifie par le graphique des résidus en fonction des valeurs prédites.

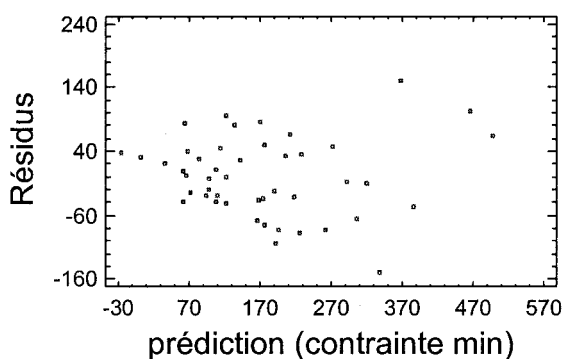


Figure 62 Résidus versus prédictions

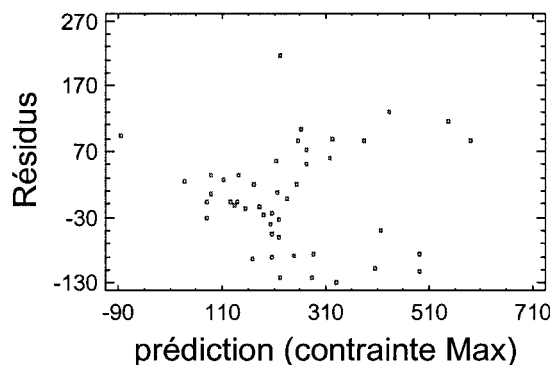


Figure 63 Résidus versus prédictions

La figure 62 est acceptable, alors que la figure 63 ne l'est pas vu que la dispersion n'est pas uniforme, mais ce n'est pas une raison suffisante pour conclure. De plus, un autre graphique nous permet de se rassurer de l'homogénéité des variances qui est celui des résidus en fonction d'un facteur important qui est l'inclinaison ( $\beta$ ) dans le cas des contraintes minimales.

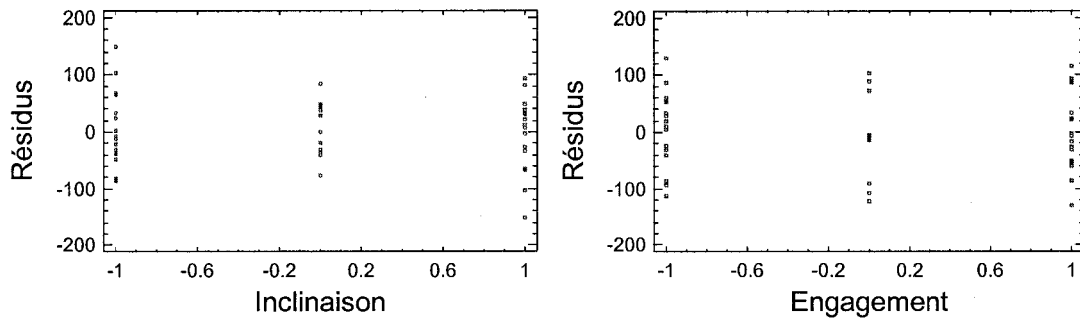


Figure 64 et Figure 65 Résidus versus engagement et inclinaison

Finally, the normality of the residuals is well demonstrated on the probability normal graphs as follows :

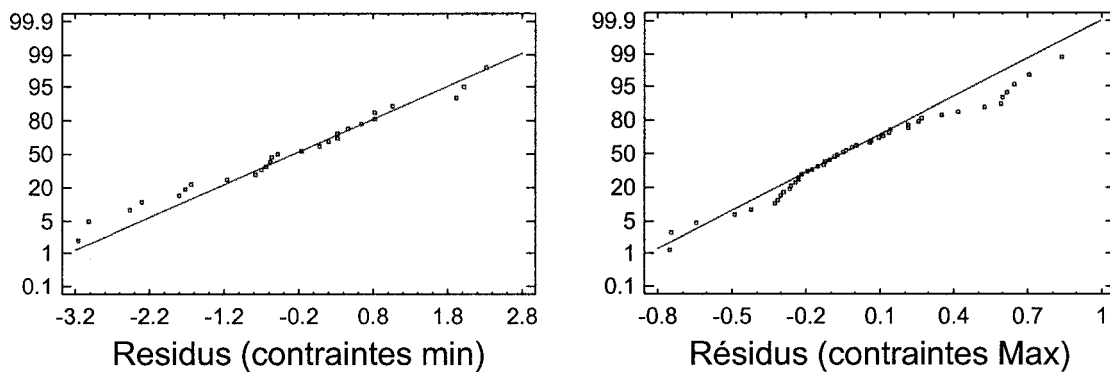


Figure 66 Normalité des résidus

The models developed from the second order of the minimum and maximum constraints after decoding are the following, they are complex and a simplification is favorable.

$$\begin{aligned}
 \sigma_{\min} = & 4.53 \cdot 10^{-7} (2.9710^9 \cdot d^2 - 4900 \cdot d \cdot (3.32 \cdot 10^5 \cdot f - 570 \cdot v + 1.09 \cdot 10^5 \cdot w - 8418 \cdot \alpha - \\
 & 1997 \cdot (\beta + 2) + 7.22 \cdot 10^5) - 4.42 \cdot 10^9 \cdot f^2 + 630 \cdot f \cdot (1.31 \cdot 10^4 \cdot v + 3.62 \cdot 10^6 \cdot w - 9.24 \cdot 10^4 \cdot \alpha + \\
 & 6 \cdot (1.19 \cdot 10^4 \cdot (\beta + 2) - 4.92 \cdot 10^5)) - 1.02 \cdot 10^4 \cdot v^2 + v \cdot (1.23 \cdot 10^6 \cdot w + 1.66 \cdot 10^4 \cdot \alpha - 4.59 \cdot 10^4 \cdot (\beta + 2) \\
 & + 2 \cdot 10^5) - 1.73 \cdot 10^8 \cdot w^2 + 420 \cdot w \cdot (6608 \cdot \alpha - 2422 \cdot (\beta + 2) + 2.76 \cdot 10^4) + 3.89 \cdot 10^5 \cdot \alpha^2 - 392 \cdot \alpha \\
 & (37 \cdot \beta + 6.26 \cdot 10^4) - 5.09 \cdot 10^5 \cdot (\beta + 2)^2 + 1.92 \cdot 10^7 \cdot (\beta + 2) + 7.83 \cdot 10^8) \quad (4.1)
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \sigma_{\text{Max}} = & - 1.38 \cdot 10^{-15} \cdot (2.17 \cdot 10^{18} \cdot d^2 - 1.14 \cdot 10^{10} \cdot d \cdot (7.96 \cdot 10^7 \cdot f + 9095 \cdot v + 9.53 \cdot 10^6 \cdot w - \\ & 5.52 \cdot 10^5 \cdot \alpha - 6.43 \cdot 10^5 \cdot (\beta+2) + 1.69 \cdot 10^8) + 8.27 \cdot 10^{18} \cdot f^2 + 6.86 \cdot 10^9 \cdot f \cdot (5.73 \cdot 10^5 \cdot v + \\ & 6.73 \cdot 10^7 \cdot w - 5.38 \cdot 10^6 \cdot \alpha + 1.5 \cdot 10^6 \cdot (\beta+2) - 5.66 \cdot 10^8) - 1.19 \cdot 10^{12} \cdot v^2 + 5 \cdot v \cdot (3.86 \cdot 10^{13} \cdot w + \\ & 4.33 \cdot 10^{12} \cdot \alpha - 3.38 \cdot 10^{12} \cdot (\beta+2) - 1.52 \cdot 10^{14}) - 5 \cdot 10^{17} \cdot w^2 + 1.37 \cdot 10^9 \cdot w \cdot (1.88 \cdot 10^6 \cdot \alpha + \\ & 2.5 \cdot 10^6 \cdot (\beta+2) + 6.19 \cdot 10^8) + 1.1 \cdot 10^{14} \cdot \alpha^2 + 1.71 \cdot 10^{10} \cdot \alpha \cdot (5961 \cdot (\beta+2) - 3.87 \cdot 10^5) - \\ & 1.58 \cdot 10^{14} \cdot (\beta+2)^2 - 2.12 \cdot 10^{15} \cdot (\beta+2) + 4.19 \cdot 10^{17} \end{aligned} \quad (4.2)$$

Les modèles de prédiction développés aux équations 4.1 et 4.2 sont comparés aux données expérimentales. Les figures 67 et 68 nous montrent la variation entre les paramètres prédits et ceux expérimentaux et cette variation est faible pour tous les modèles.

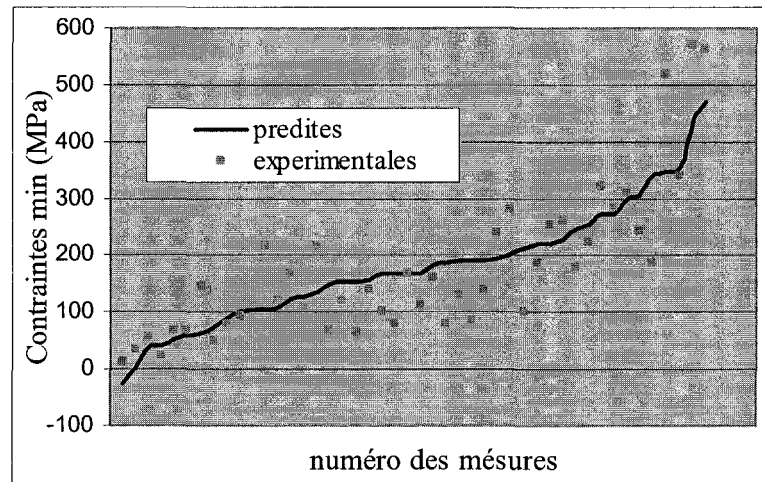


Figure 67 Comparaison des valeurs expérimentales aux valeurs prédites

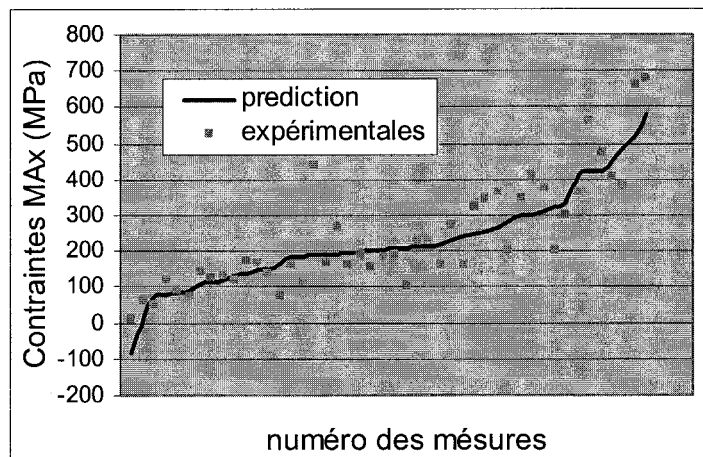


Figure 68 Comparaison des valeurs expérimentales aux valeurs prédites

Pour simplifier les modèles, on a procédé à l'élimination des variables qui n'ont pas d'effet, celles pour lequel P-values est supérieur à 0.05 (figure 69 et 70). C'est vrai que les modèles deviennent plus simples vu que le nombre de paramètres a diminué, mais le coefficient de corrélation diminue fortement et devient de l'ordre de 40 %.

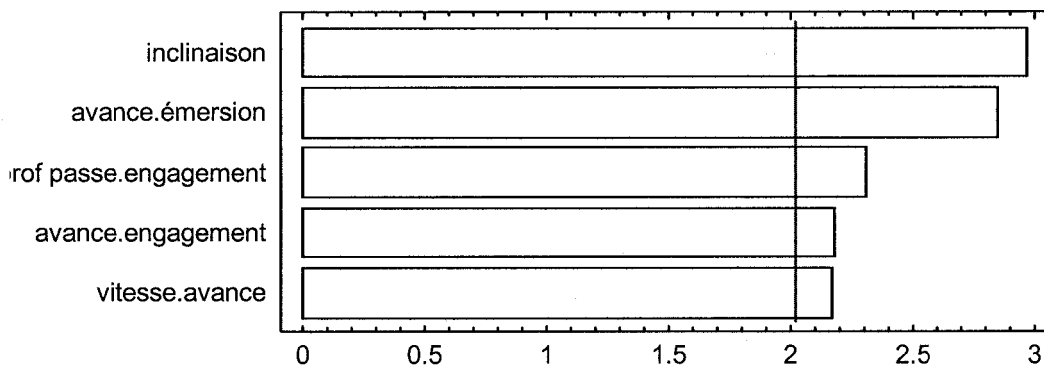


Figure 69 Pareto après simplification  $R^2_{\sigma_{min}} = 44 \%$

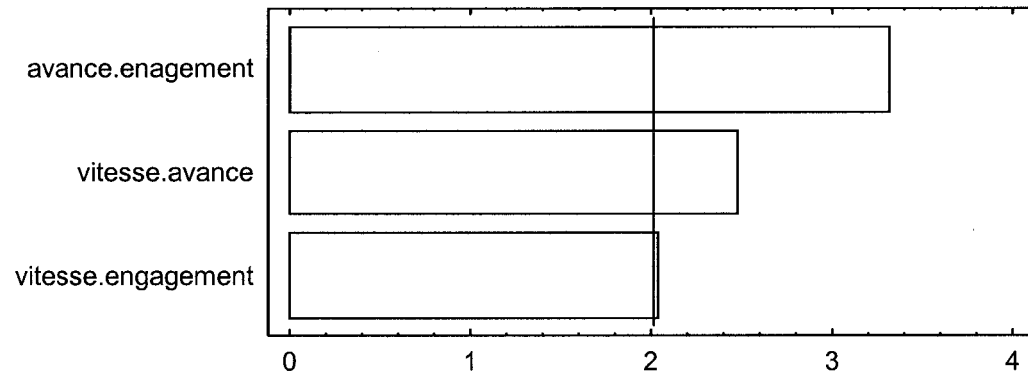


Figure 70 Pareto après simplification  $R^2_{\sigma_{\text{Max}}} = 33.5 \%$

Les modèles restent toujours complexes et la simplification sera fait en utilisant un modèle multiplicatif.

#### 4.5 Modèles multiplicatifs et analyses

Les graphiques de Pareto des contraintes minimales (figure 71) et contraintes maximales (figure 75) montrent des coefficients de corrélation respectifs de 76% et 78,3 %. De plus, ils montrent bien l'effet de l'angle d'inclinaison sur les contraintes minimales et de l'engagement sur les contraintes maximales.

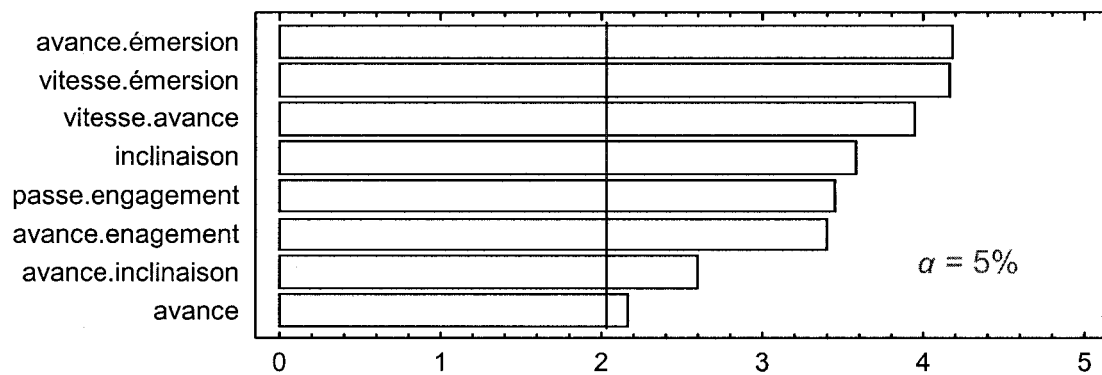


Figure 71 Pareto de contrainte minimale ( $\sigma_{\min}$ )

Source	Sum of Squares	Df	Mean Square	F-Ratio	P-Value
B:Factor_B	0.958944	1	0.958944	4.59	0.0388
F:Factor_F	2.66	1	2.66	12.73	0.0010
AB	3.23851	1	3.23851	15.50	0.0004
AD	3.60461	1	3.60461	17.25	0.0002
BD	3.61805	1	3.61805	17.32	0.0002
BE	2.39805	1	2.39805	11.48	0.0017
BF	1.40281	1	1.40281	6.71	0.0136
CE	2.4642	1	2.4642	11.80	0.0015
Total error	7.72981	37	0.208914		
Total (corr.)	28.075	45			

Comme le montre la figure 72, qui présente les facteurs principaux qui affectent les contraintes minimales, on remarque que plus l'angle d'inclinaison de l'outil augmente plus les contraintes minimales diminuent alors que plus l'avance augmente plus ces contraintes augmentent.

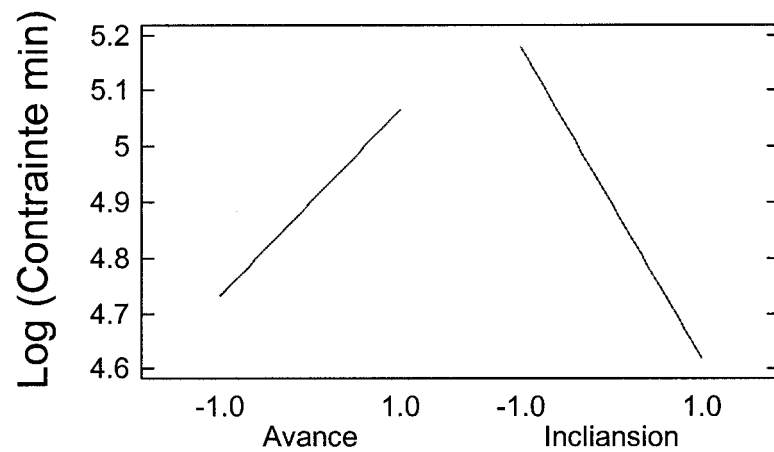


Figure 72 Effet direct sur les contraintes minimales

La figure 73 illustre les effets des interactions existant entre les paramètres et qui influencent les contraintes minimales.

Selon cette figure les interactions influentes sont la vitesse avec l'avance et avec l'émersion, l'avance avec l'émersion et avec l'engagement et finalement la profondeur de passe et l'engagement.

- Si le facteur avance par dent ou le facteur émersion est à son minimum (-1), alors plus la vitesse de coupe augmente plus les valeurs des contraintes augmentent.
- Si le facteur avance par dent ou le facteur émersion est à son maximum (+1), alors plus la vitesse de coupe augmente plus les valeurs des contraintes diminuent.
- Si le facteur engagement est à son maximum, alors plus l'avance augmente plus les contraintes augmentent et plus la profondeur de passe augmente plus ces contraintes diminuent.

- Si le facteur engagement est réglé à son minimum, alors plus l'avance augmente plus les contraintes diminuent et plus la profondeur de passe augmente plus ces contraintes augmentent.

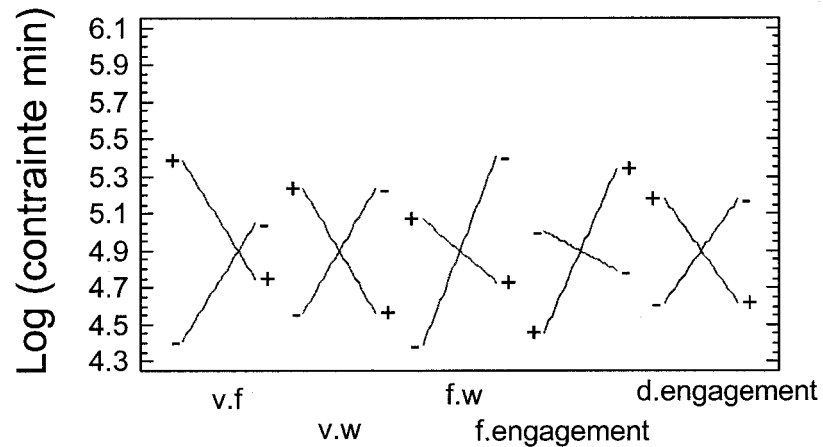


Figure 73 Effet des interactions sur les contraintes minimales

Après décodage par les équations 3.26, 3.27, 3.28, 3.29, 3.30 et 3.31, et pour une émersion de 1 mm le modèle de prédiction des contraintes minimale (4.3) est obtenu.

$$\sigma_{min} = \frac{4.31 \times 10^6 V^{-1.8} F^{(-\ln V + 0.3 \ln \alpha - 0.22 \ln(\beta + 2) + 5)} d^{(1 - 0.52 \ln \alpha)} (\alpha + 1)^{0.12}}{(\beta + 2)^{-0.6}} \quad (4.3)$$

Une comparaison entre les valeurs prédites par le modèle 4.8 et les valeurs expérimentales montrent une faible variation (figure 74).



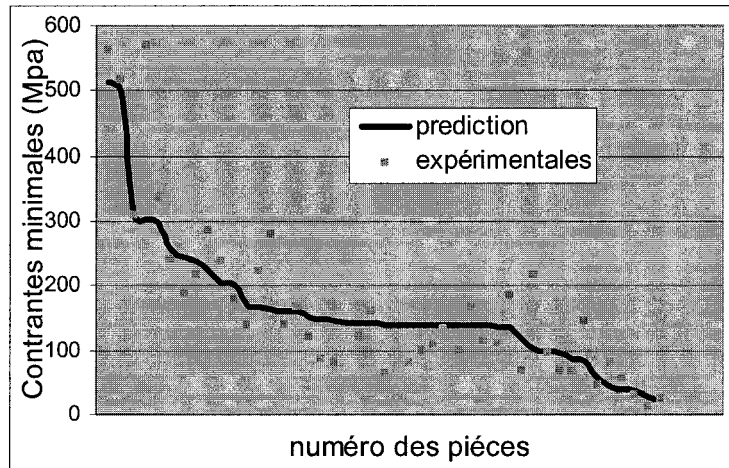


Figure 74 Comparaison des valeurs expérimentales aux valeurs prédites

Le graphe de pareto (figure 75) et le tableau ANAVA montrent les facteurs et les interactions ayant un effet sur les contraintes maximales.

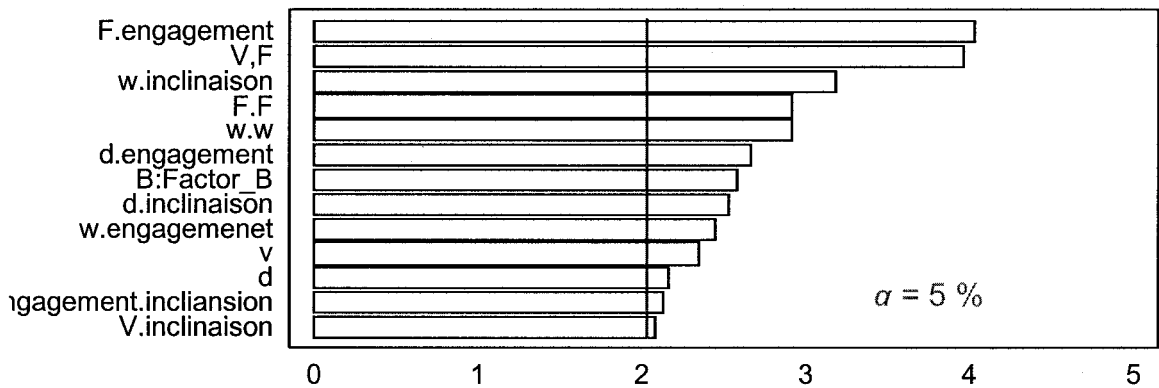


Figure 75 Pareto de contrainte maximale ( $\sigma_{Max}$ )

## Analysis of Variance for log Max

Source	Sum of Squares	Df	Mean Square	F-Ratio	P-Value
A:Factor_A	1.098	1	1.098	5.48	0.0256
B:Factor_B	1.31242	1	1.31242	6.55	0.0154
C:Factor_C	0.922353	1	0.922353	4.60	0.0396
AB	3.13751	1	3.13751	15.66	0.0004
AF	0.851513	1	0.851513	4.25	0.0475
BB	1.69145	1	1.69145	8.44	0.0066
BE	3.2258	1	3.2258	16.10	0.0003
CE	1.4112	1	1.4112	7.04	0.0123
CF	1.27201	1	1.27201	6.35	0.0169
DD	1.68793	1	1.68793	8.42	0.0067
DE	1.19351	1	1.19351	5.96	0.0204
DF	2.0	1	2.0	9.98	0.0034
EF	0.8978	1	0.8978	4.48	0.0422
Total error	6.41314	32	0.200411		
Total (corr.)	25.6397	45			

Comme le montre la figure 76 qui présente les facteurs principaux qui affectent les contraintes maximales, on remarque que plus la vitesse de coupe augmente plus les contraintes augmentent et plus la profondeur de passe augmente plus les contraintes diminuent.

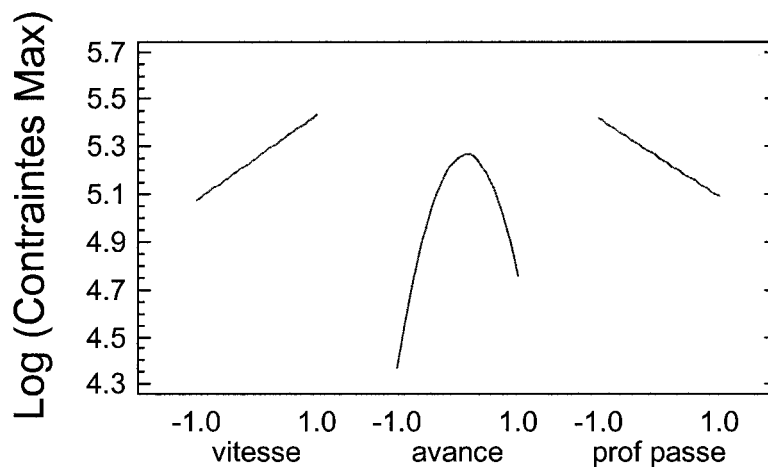


Figure 76 Effet des interactions sur les contraintes maximales

Après décodage par les équations 3.26, 3.27, 3.28, 3.29, 3.30 et 3.31 et pour une émersion de 1 mm, le modèle de prédiction des contraintes maximales (4.4) est obtenu.

$$\sigma_{max} = \frac{872V^{(0.16 \ln \beta - 1.63)} F^{(0.34 \ln \alpha - 0.95 \ln V - 3.34)} d^{(-0.4(\ln \alpha + \ln \beta + 2) + 0.8)} e^{(-2.3 \ln F^2)}}{(\beta + 2)^{1.03} (\alpha + 1)^{0.06 \ln \beta - 2.4}} \quad (4.4)$$

Une comparaison entre les valeurs prédites par le modèle 4.10 et les valeurs expérimentales (figure 77) montrent une faible variation.

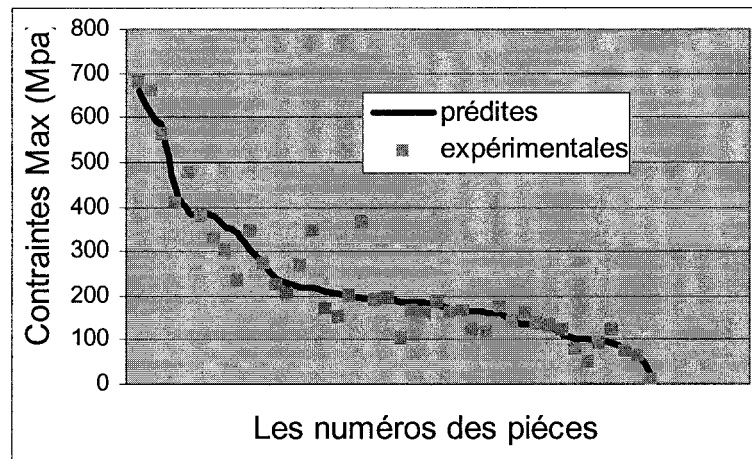


Figure 77 Comparaison des valeurs expérimentales aux valeurs prédites

#### 4.6 Surfaces de réponses

Les figures suivantes nous indiquent l'effet des paramètres et surtout elles nous permettent de connaître le réglage des paramètres qui nous permettra d'optimiser nos contraintes résiduelles en surface. On remarque bien l'effet de l'inclinaison et de l'engagement sur les contraintes résiduelles.

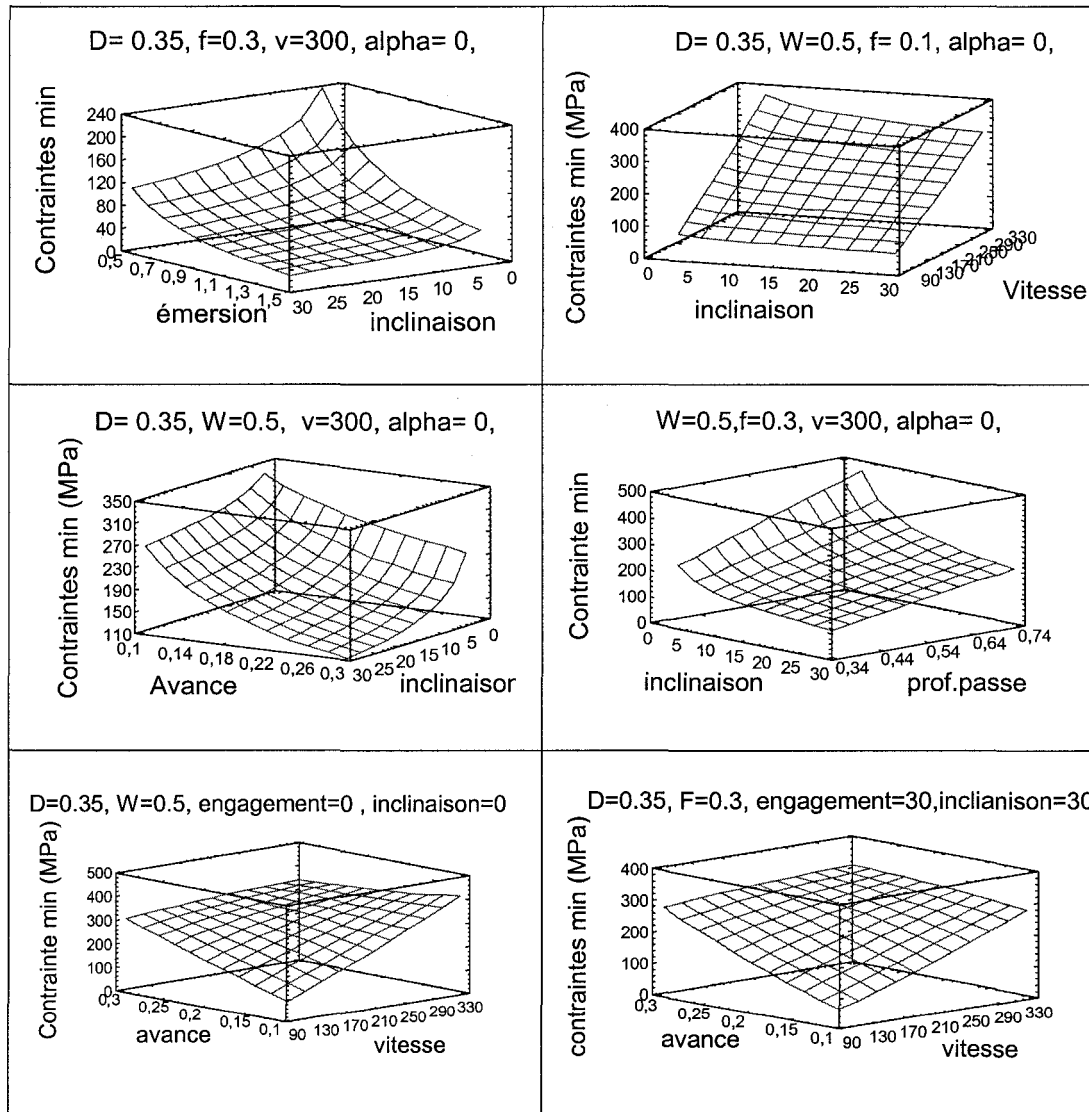


Figure 78 Surfaces de réponses

D'après la figure des surfaces de réponses (figure 79) on conclut que l'angle d'inclinaison de l'outil permet de diminuer les contraintes résiduelles, alors que plus la vitesse de coupe et l'avance augmentent plus les contraintes résiduelles augmentent.

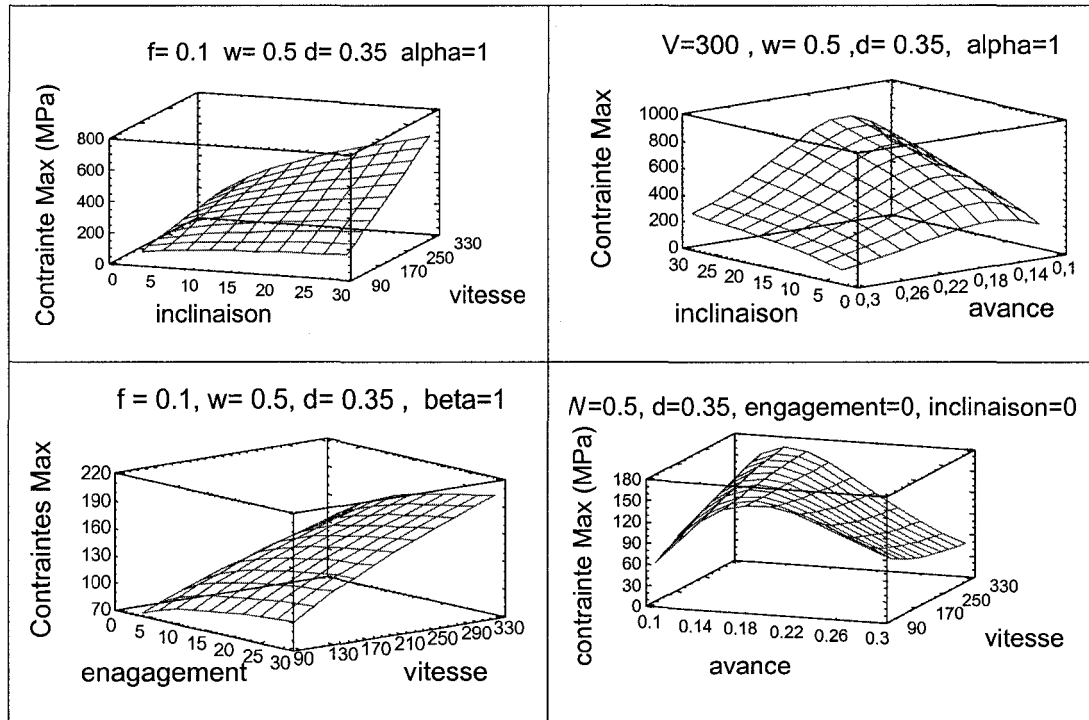


Figure 79 Surfaces de réponses

#### 4.7 Prédiction de la profondeur de stabilisation des contraintes

La profondeur de stabilisation des contraintes résiduelles n'est pas la même pour toutes les pièces usinées, elle varie suivant la variation des paramètres de coupe. Une analyse de l'effet de ces paramètres permettra de contrôler la profondeur de stabilisation des contraintes générées au cours de l'usinage.

D'après les paramètres utilisés, cette profondeur de stabilisation varie de 0.2 mm à 0.9 mm et sa valeur moyenne est de 0.55 mm. Une fois cette profondeur dépassée, l'usinage n'a plus d'effet sur les contraintes car elles deviennent stables.

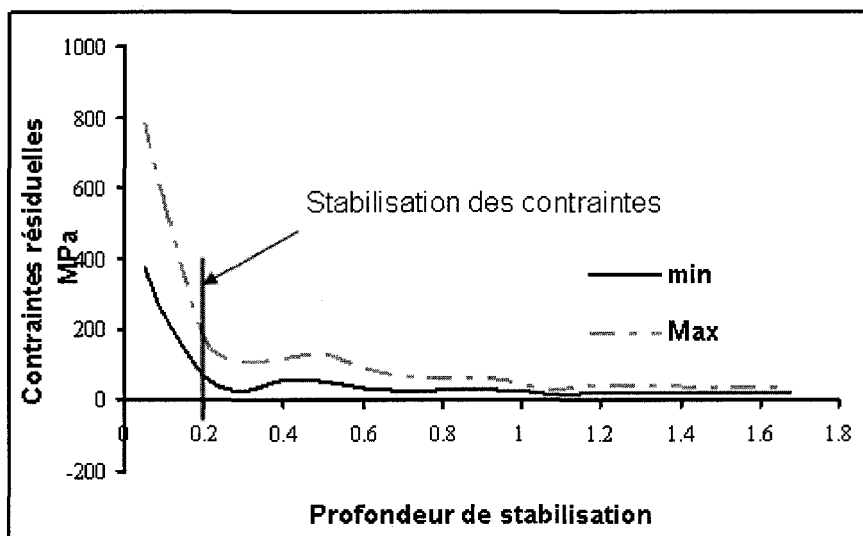


Figure 80 Profondeur de stabilisation de contraintes, pièce 19

Lors de l'analyse de la profondeur pour laquelle les contraintes résiduelles se stabilisent, on a obtenu un coefficient de corrélation ( $R^2$ ) de 60 %. Étant donnée la précision requise pour déterminer la profondeur de stabilisation, et pour améliorer ce coefficient de corrélation les mesures doivent être refaites une deuxième fois.

Le graphe de pareto pour un niveau de confiance de 95%, montre l'absence de l'effet d'interaction entre les facteurs sur la profondeur de stabilisation des contraintes, tandis que le facteur le plus influent est l'engagement.

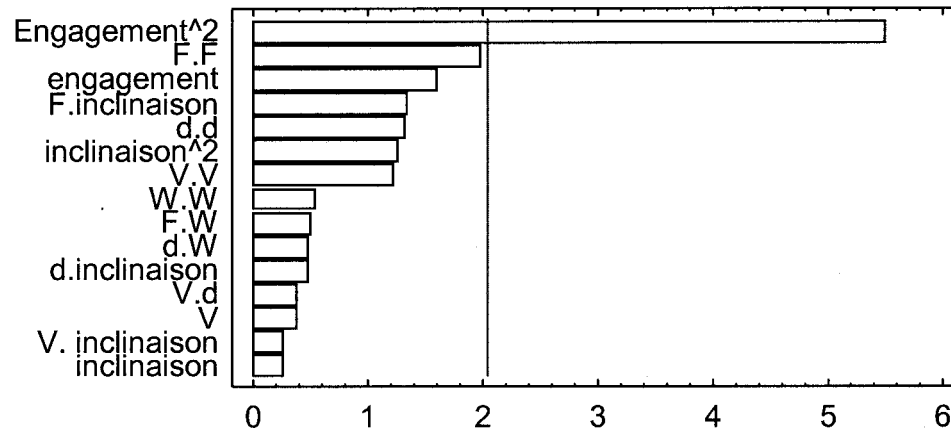


Figure 81 Pareto de la profondeur de stabilisation des contraintes

Après décodage, le modèle de prédiction de l'état de surface est obtenu avec l'équation :

$$\delta = \frac{3.47 \cdot 10^{-5} (\beta + 2)^{(-0.316 \cdot \ln(f) - 0.55)} e^{(0.425 \cdot \text{LN}(\alpha)^2 - 3.79 \cdot \text{LN}(f)^2)}}{(\alpha + 1)^{1.446} f^{12.77}}$$

La profondeur de stabilisation des contraintes est principalement déterminée par l'angle d'engagement de l'outil et l'angle optimal est compris entre 10° et 20° lors du fraisage quelque soit le niveau des autres paramètres.

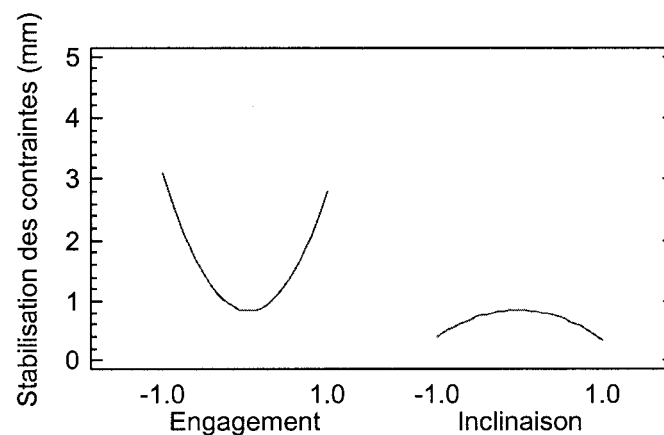


Figure 82 Effet de l'engagement sur la profondeur de stabilisation des contraintes

#### 4.8 Prédiction de l'état des contraintes (compression – tension)

Les contraintes résiduelles peuvent être de tension comme elles peuvent être de compression, les origines de leurs états sont diverses et leurs effets sur les pièces usinées sont importants. Du point de vue résistance, les contraintes résiduelles de tension sont celles qui augmentent la susceptibilité au dommage par fatigue, à la corrosion sous contrainte, et à la rupture. Les contraintes résiduelles de compression sont généralement bénéfiques puisqu'elles tendent à réduire ces susceptibilités. Une prédiction de ces états permettra d'améliorer la tenue en fatigue et la résistance à l'usure.

Pour tous les modèles déterminés précédemment, les réponses mesurées étaient des mesures qui exprimaient les valeurs des contraintes. Pourtant il n'est pas toujours possible de mesurer les résultats d'une expérience comme dans le cas de l'état des contraintes résiduelles. Pour cette raison, on les a classé en deux catégories : « 0 » pour les contraintes de tension et « 1 » pour les contraintes de compression. De cette manière, l'analyse sera qualitative.

Les figures suivantes obtenues après analyse quantitative montrent bien que seul les trois interactions : émersion-inclinaison, avance-engagement, et vitesse-profondeur de passe ont un effet sur l'état des contraintes (tension/compression) et que ces effets sont les mêmes.

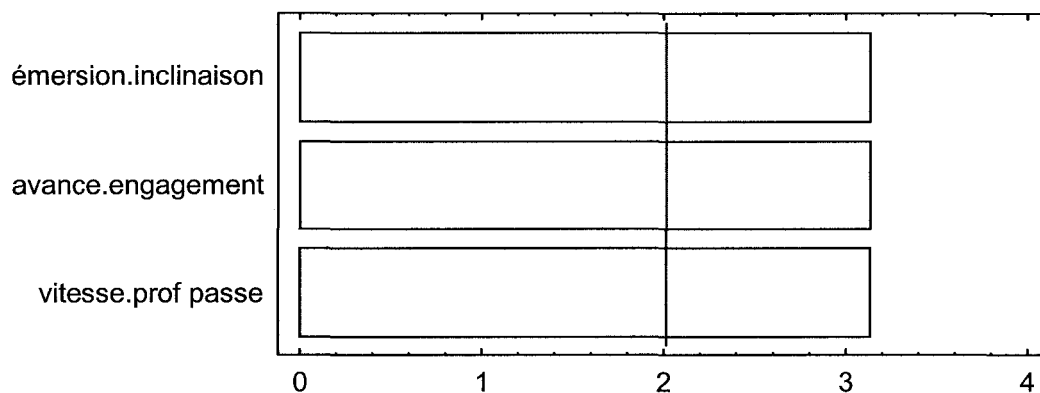


Figure 83 Pareto d'état des contraintes en surface



La figure 84 illustre les effets des interactions existantes entre les paramètres et qui influencent l'état des contraintes (compression ou tension).

Selon cette figure, les interactions influentes sont la vitesse avec la profondeur de passe, l'avance avec l'engagement, et l'inclinaison avec l'émersion.

- Si la profondeur de passe est à son maximum (+), alors on aura des contraintes de compression lorsque la vitesse est à son niveau bas et des contraintes de tension lorsque la vitesse est à son niveau haut.
- Si la profondeur de passe est à son minimum (-), alors on aura des contraintes de compression lorsque la vitesse est à son niveau haut et des contraintes de tension lorsque la vitesse est à son niveau bas.
- Si l'angle d'engagement de l'outil est à son niveau maximum, alors on aura des contraintes de tension lorsque la vitesse d'avance est à son niveau haut et des contraintes de compression lorsque la vitesse est à son niveau bas.
- Si l'angle d'engagement de l'outil est à son niveau maximum, alors on aura des contraintes de compression lorsque la vitesse d'avance est à son niveau haut et des contraintes de tension lorsque la vitesse est à son niveau bas.
- Si l'angle d'inclinaison de l'outil est à son maximum, alors on aura des contraintes de compression lorsque l'émersion est à son niveau haut et des contraintes de tension lorsque la vitesse est à son niveau bas.
- Si l'angle d'inclinaison de l'outil est à son minimum, alors on aura des contraintes de compression lorsque l'émersion est à son niveau bas et des contraintes de tension lorsque la vitesse est à son niveau haut.

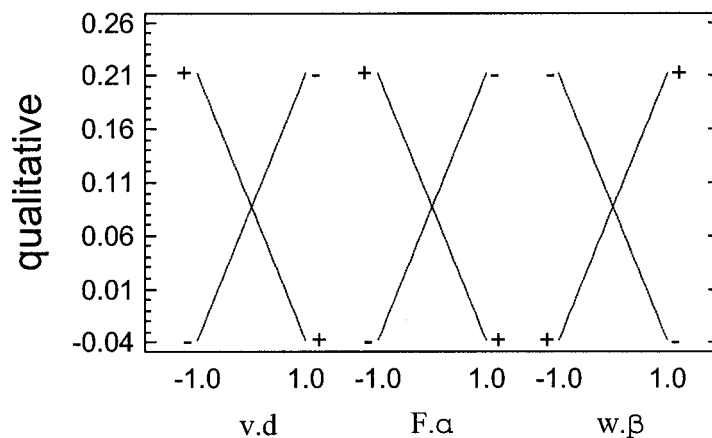


Figure 84 Effet des interactions sur l'état des contraintes

Après décodage, le modèle de prédiction de l'état de surface est obtenu avec l'équation :

$$\sigma_{01} = -810^{-3}d(v-195) - 0.083f(\alpha-15) + 410^{-3}v + 0.016(w(\beta-15) + \alpha - \beta) - 0.66 \quad (4.5)$$

Pour valider le modèle on a procédé à la comparaison des valeurs prédites aux valeurs expérimentales. Cette comparaison est illustrée à la figure 85.

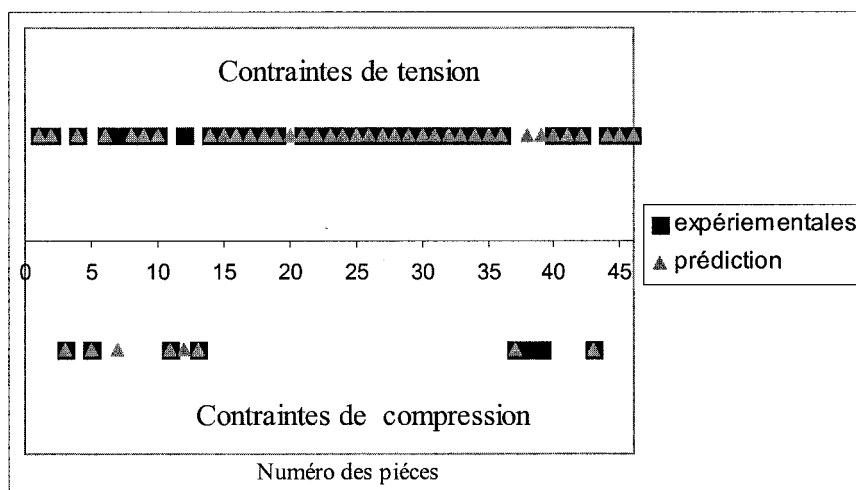


Figure 85 Comparaison de l'état des contraintes expérimentales et prédites

#### 4.9 Corrélation entre la rugosité et les contraintes résiduelles

Les résultats présentés aux figures 86 et 87 sont des courbes de niveaux réalisées sur Matlab qui indiquent qu'il est possible de choisir une combinaison de vitesse de coupe et d'avance qui réduit les contraintes résiduelles créées en surface sans accroître la rugosité de surface puisqu'il existe un grand nombre de combinaisons de vitesses et d'avances qui produisent la même rugosité extérieure.

Le modèle de prédiction de rugosité déterminé au chapitre précédent a été utilisé pour dessiner les courbes de niveau du paramètre de rugosité Ra.

On remarque bien que pour le même état de surface, on peut diminuer les contraintes résiduelles en surface de 26%.

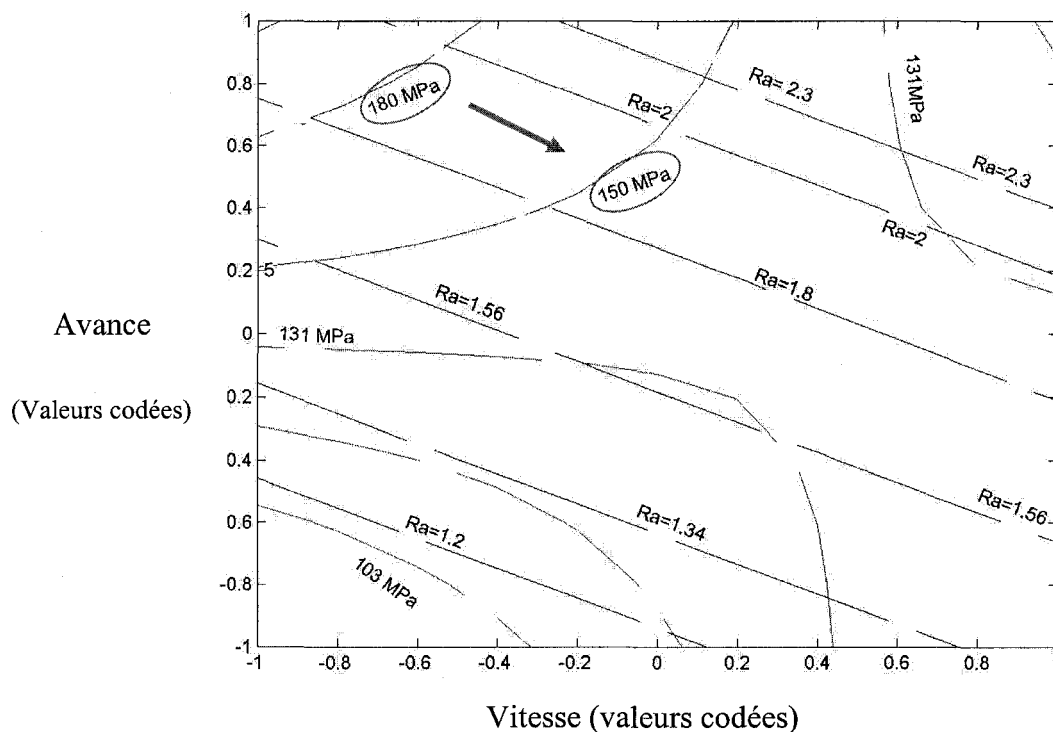


Figure 86 Courbes de niveau (modèles de rugosité (Ra) et de contraintes résiduelles minimales)

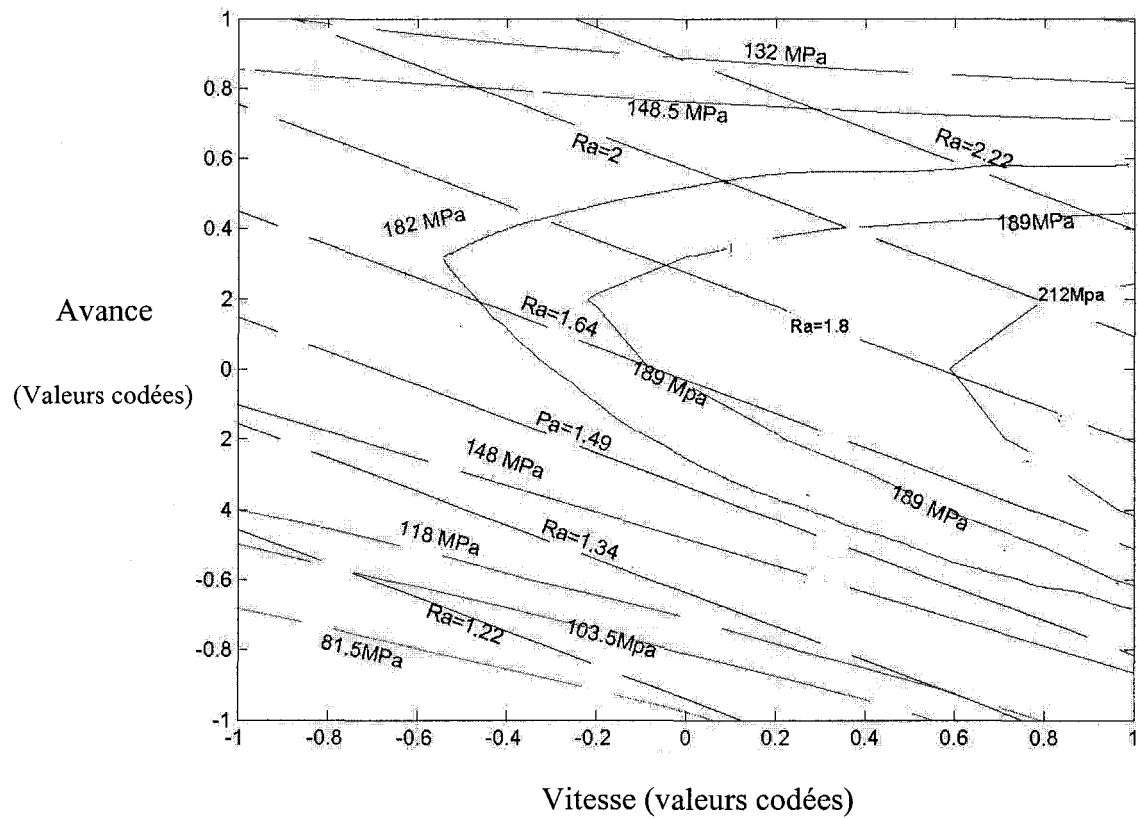


Figure 87 Courbes de niveau (modèles de rugosité (Ra) et de contraintes résiduelles maximales)

## CHAPITRE 5

### DISCUSSION ET VALIDATION

#### 5.1 Relation entre les paramètres

L'évaluation de la rugosité est souvent étudiée à travers un seul paramètre extérieur de rugosité qui est l'écart moyen arithmétique  $R_a$ . Mais pour mieux décrire le profil de la surface, surtout si celui-ci est complexe, alors les paramètres  $R_q$ ,  $R_t$ ,  $R_k$ ,  $R_z$  et  $R_{pk}$  seront essentiels.

Les paramètres de rugosité sont particulièrement intéressants parce qu'ils permettent de déterminer le comportement mécanique des pièces en service, comme les conditions de frottement, de lubrification, l'adhérence du revêtement, les conditions d'un ajustement et surtout l'endurance à la fatigue et à la corrosion (Tableau VII).

En se basant sur les résultats du chapitre 3, on a pu modéliser tous les paramètres de rugosité en fonction seulement de l'écart moyen qui est le seul paramètre étudié au cours de la plupart des recherches faites sur l'intégrité de surface [5, 6, 14, 15, 16, 26, 39...].

Il est montré que les paramètres de rugosité peuvent être déduit de  $R_a$  en se basant sur la forme

$$R_i = A R_a^n \quad (5.1)$$

Ces modèles déterminés présentent des coefficients de corrélation de l'ordre de 95%.

Tableau XIV

Coefficients des modèles

	$R_z$	$R_t$	$R_q$	$R_k$	$R_{pk}$
A	5.77	7.28	1.22	3.50	1.035
n	0.88	0.8	0.98	0.8	1.2

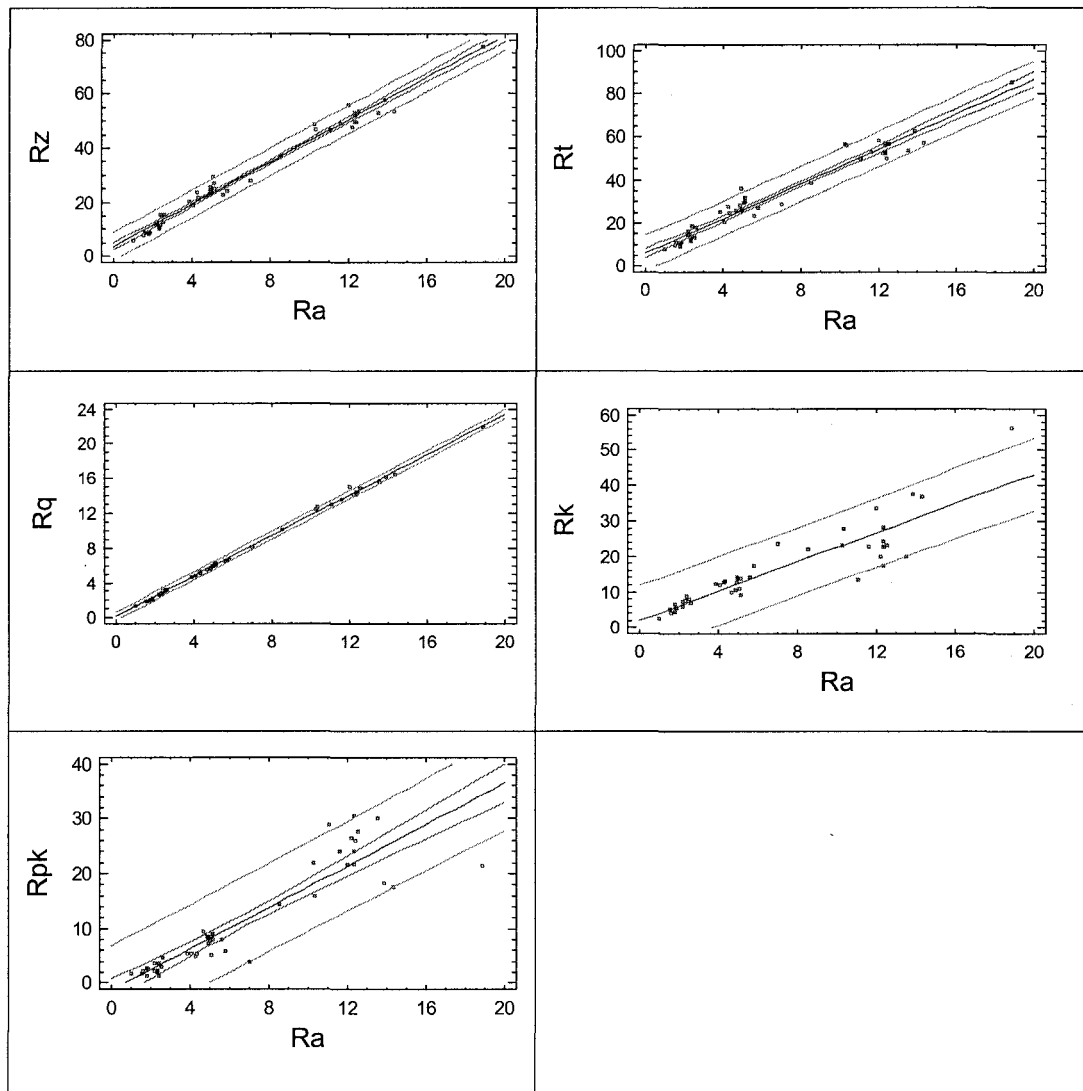


Figure 88 Homogénéités des modèles

En plus de l'effet de la rugosité, l'effet des contraintes résiduelles sur les pièces usinées est important du point de vue résistance. Ces contraintes peuvent être la cause au dommage par fatigue, à la corrosion sous contrainte, et à la rupture. Donc, en se basant sur les données du chapitre 3 et 4, une relation entre la rugosité et les contraintes résiduelles est intéressante.

Une analyse physique (figure 89) a démontré que la profondeur maximale d'un creux d'un profil d'une pièce usinée ne dépasse pas les 30  $\mu\text{m}$ , alors que les mesures des contraintes résiduelles commencent à une profondeur de 50  $\mu\text{m}$ , profondeur pour laquelle la réponse est meilleure [24 et la norme ASTM], ce qui fait qu'une relation entre les contraintes et les paramètres de rugosité génère de faibles coefficients de corrélation.

Après analyses des corrélations entre les paramètres de rugosité et les contraintes, aucune de ces relations n'a présenté un coefficient de corrélation acceptable.

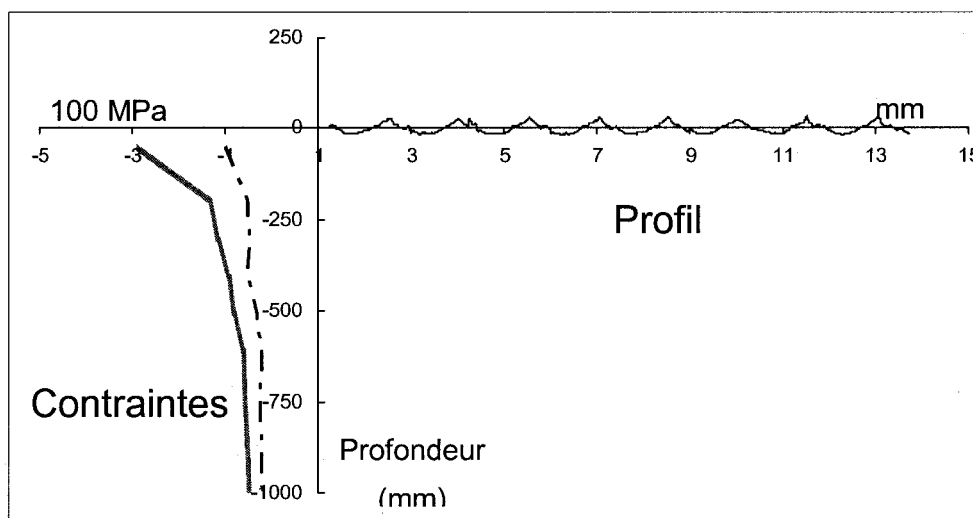


Figure 89 Profil d'une pièce et distribution des contraintes

## 5.2 Interprétation des résultats de l'état de surface

Les modèles de prédiction de l'intégrité de surface en fonction des conditions de coupe ont été utilisés dans le but de prévoir les paramètres de rugosité. Cependant, ces résultats ne fournissent pas d'explications satisfaisantes pour les causes des variations de la qualité extérieure concernant ces paramètres. Une interprétation des effets des variations des conditions de coupe suivra en termes de mécanisme de coupe.

La figure 90 montre les paramètres qui ont le plus d'influence sur la rugosité  $R_a$  mesurée perpendiculairement à la direction de l'avance de l'outil. Dans de tels diagrammes, plus le gradient ou la longueur de chaque ligne est grande, plus l'effet de la variation du paramètre est grand.

On remarque bien que la valeur de  $R_a$  a légèrement augmenté lorsque la vitesse de coupe a augmenté. C'est contraire à ce qui normalement serait prévu, car des vitesses de coupe plus élevées donnent généralement une rugosité inférieure due à l'action d'éviter l'effet de l'arête rapportée. Cette petite augmentation est sûrement due à un déséquilibre de l'outil lors de l'augmentation de la vitesse de coupe, ainsi qu'à des forces de coupe probablement plus élevées menant aux effets vibratoires [16].

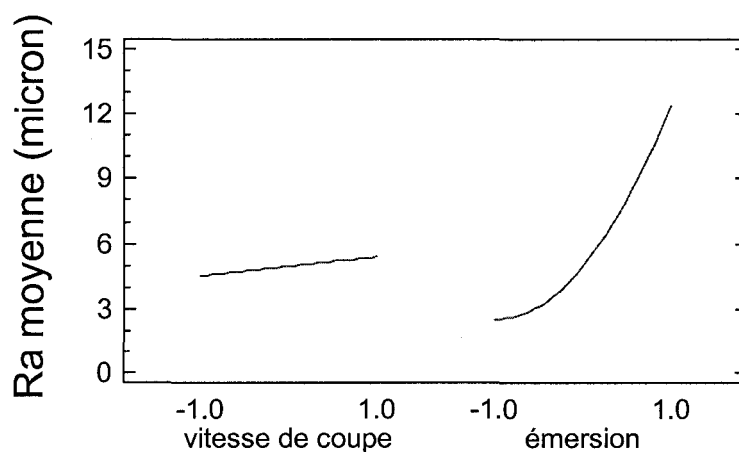


Figure 90 Effet direct des facteurs



L'augmentation de la valeur de  $R_a$  due à l'augmentation de l'émerision est un résultat évident, qu'on peut même apercevoir par simulation sur des logiciels de simulation d'usinage. La figure 91 illustre cet effet.

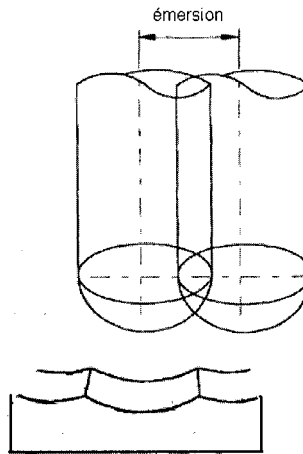


Figure 91 Effet de l'émerision

La profondeur de coupe n'est pas un paramètre principal pour la qualité de l'état de surface. Cependant, si la profondeur de coupe est trop grande, le brouttement se produira et la rugosité deviendra grande.

La figure 92 montre l'influence directe de tous les paramètres sur la rugosité  $R_a$  mesurée parallèlement à la direction de l'avance de l'outil.

On peut toujours voir que la valeur de  $R_a$  a augmenté lorsque la vitesse de coupe a augmenté et même lorsque l'émerision a augmenté. Mais le plus intéressant c'est l'effet de l'orientation de l'outil, de l'angle d'engagement et de l'angle d'inclinaison.

Une orientation de l'outil perpendiculairement à l'avance (inclinaison) de l'ordre de  $10^\circ$  à  $20^\circ$  permet d'améliorer la rugosité vu que les valeurs de  $R_a$  mesuré pareillement à l'avance diminuent alors que l'effet de l'angle d'engagement est tout à fait le contraire.

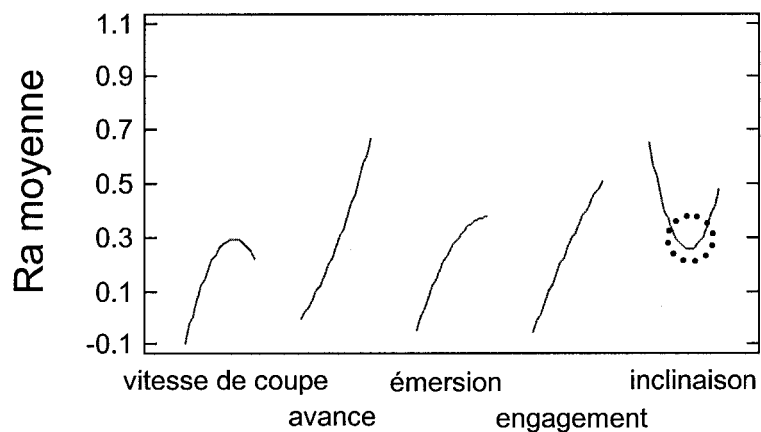


Figure 92 Effets directs des facteurs

On peut avoir un meilleur état de surface avec un angle d'inclinaison. Cela est peut être dû aux faibles vibrations produites, car la majorité des forces résultantes sont transmises à l'axe z de l'outil et d'un autre côté il est dû à un taux d'usure faible de l'outil. La figure 93 illustre un cas d'usure faible associé à nos expériences.

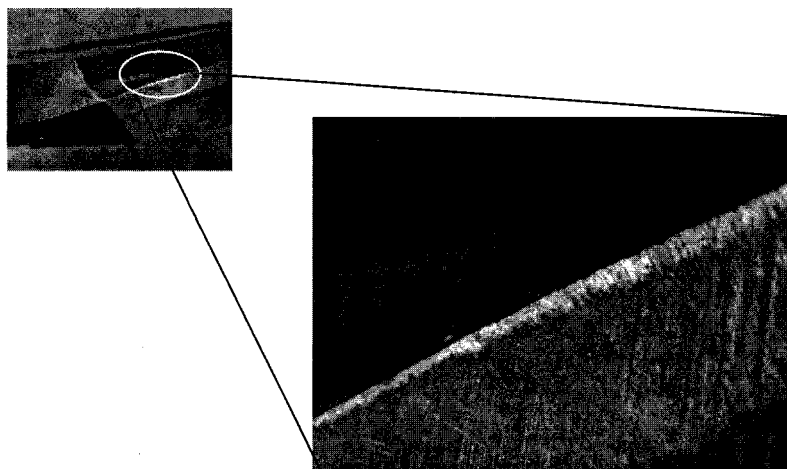


Figure 93 Usure de l'Outil 33 (agrandissement 10x et 40x)

### 5.3 Interprétation des résultats des contraintes résiduelles

Les modèles de prédiction de l'intégrité de surface en fonction des conditions de coupe ont été utilisés dans le but de prévoir la valeur des contraintes résiduelles en surface. Cependant, ces résultats ne fournissent pas d'explications satisfaisantes pour les causes de la qualité extérieure concernant ces paramètres. Pour cette raison, une interprétation des effets des variations des paramètres suivra en termes de mécanisme de coupe.

Dans cette étude, la tendance distribuée des contraintes résiduelles mesurées avec la méthode du trou est conforme à celle de [24, 25, 26, 29] qui ont étudié la méthode de gravure à l'eau-forte, d'éléments finis et du trou.

Pour interpréter les résultats des expériences, la géométrie du contact outil-copeau lors du processus d'usinage peut être le meilleur moyen. Ce dernier est divisé en trois régions. La première région, à savoir la zone de cisaillement, indique une déformation plastique du matériau au niveau du copeau. La deuxième est la zone de déformation secondaire, c'est l'endroit où le frottement se produit entre l'outil et le copeau. La région au dessous du bec de l'outil est la troisième région. Un regard étroit de ces régions indique que la qualité extérieure est plus influencée par la première et la troisième région.

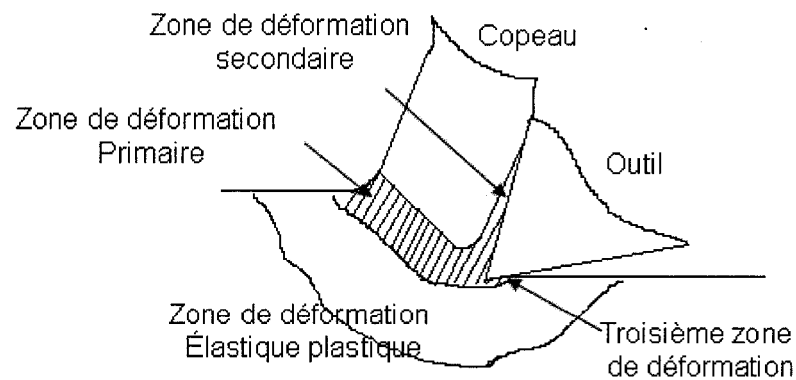


Figure 94 Géométrie de contact outil copeau

Selon les études de Warkenti, Bedi et Ismal [12] l'effort résiduel a été attribué principalement à la variation de la microstructure, dûe aux effets mécaniques aussi bien qu'aux charges thermiques sur la pièce.

Cependant, après mesure de dureté (tableau XX en annexe), on a découvert que la variation de la microstructure n'était pas apparente en raison de la petite variation de dureté. Alors on s'est penché à la mesure de la microdureté et les résultats sont présentés à la figure 95.

La figure 96 montre que la sous-surface contenait des efforts de compression qui deviennent constants à une profondeur d'environ 0,5 mm au dessous de la surface. Cela coïncide avec le changement de la microdureté tel qu'observé à la figure 95.

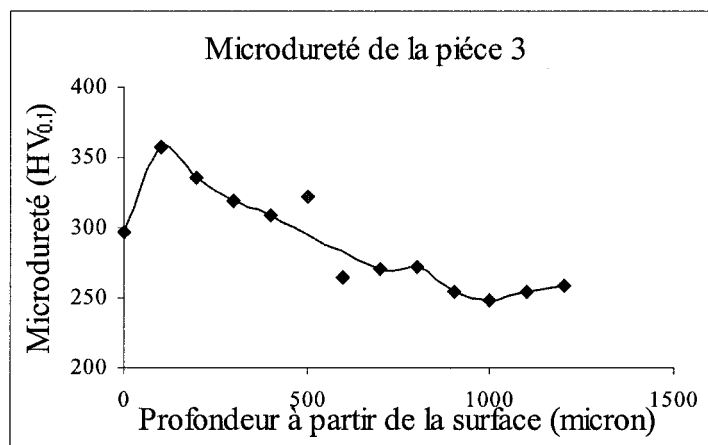


Figure 95 Échantillon de microdureté

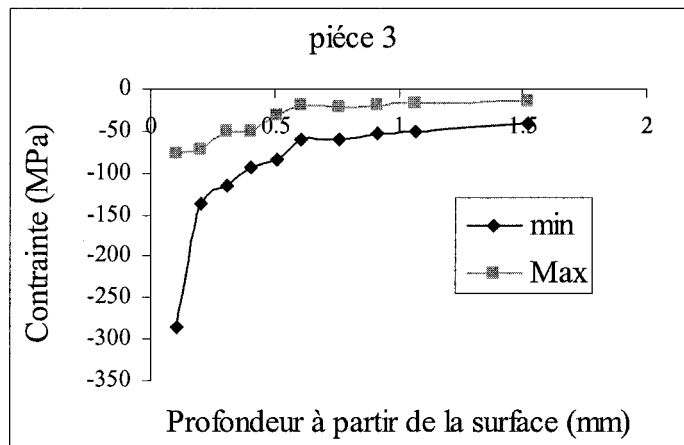


Figure 96 Profil des contraintes résiduelles

La charge thermique affecte les contraintes résiduelles de tension et la charge mécanique a comme conséquence des contraintes résiduelles de compression ou de tension et ces derniers sont décidés par la déformation élastique dans la sous-surface.

Dans beaucoup de processus d'usinage, l'augmentation de la profondeur de coupe accroît habituellement l'entrée thermique et produit des contraintes de tension. Cependant, l'effet de la profondeur de coupe n'est pas significatif dans le cas des contraintes minimales (figure 72), alors que la figure 76 indique qu'à mesure que la profondeur de coupe augmente les contraintes résiduelles diminuent. Cela peut être dû à la source de chaleur, car lorsque cette dernière se déplace à grande vitesse, le transfert thermique dans la direction de la profondeur devient négligeable. Une autre raison possible est que lorsque la profondeur de passe est grande la rugosité extérieure augmente.

#### 5.4 Validation des modèles

Pour valider l'exactitude des modèles de prédiction de la rugosité comme ceux des contraintes résiduelles, des essais supplémentaires ont été effectués.

La pièce figure 97 correspondant aux essais 47 et 48. Ces derniers sont usinées sur la machine outil à commande numérique et les conditions de coupe utilisées sont illustrées dans le tableau XV.

Tableau XV  
Conditions de coupe des essais 47 et 48

Essais	Vitesse, V (m/min)	Avance, F (mm/dent)	Profondeur de passe, d (mm)	Émersion, W (mm)	Engagement (degré)	Inclinaison (degré)
47	90	0.3	0.35	0.524	30	2.5
48	300	0.3	0.35	0.56	2.5	2.5

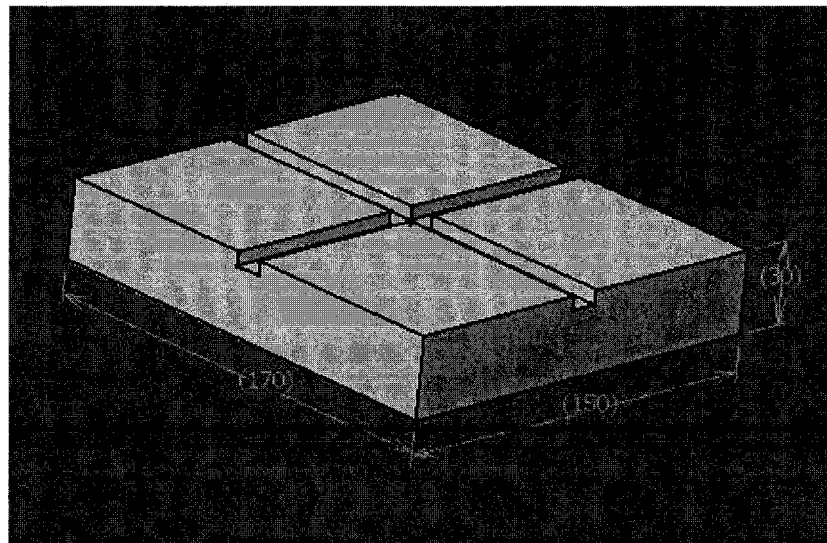


Figure 97 Pièces usinée correspondant aux essais 47 et 78

### 5.4.1 Validation des modèles de la rugosité

Les paramètres de rugosité des essais 47 et 48 sont mesurés par le profilomètre rugosimètre Mitutoyo SV 4000 et ils sont comparés aux valeurs prédites par les modèles de prédiction.

D'après les tableaux XVI et XVII qui résument la précision des résultats concernant les paramètres de rugosité quel que soit le sens de mesure on remarque bien qu'avec des modèles non linéaires on obtient les meilleurs valeurs. Les précisions de résultats concernant presque toutes les valeurs sont supérieures à 80 %.

Tableau XVI  
Résultats de validation du fini de surface, essai 47

Les mesures et les précisions des résultats	Modèles de prédiction	
	Perpendiculairement	
	linéaire	non linéaire
$R_a = 2.24$	1.62	2.08
%	72.21	92.70
$R_q = 2.68$	1.20	2.45
%	46.27	91.42
$R_z = 11.1$	11.6	10.5
%	95.46	94.30
$R_t = 15,8$	13.5	13.16
%	85.33	83.28
$R_k = 7.8$		5.84
%		74.81
$R_{pk} = 2.62$	2.18	2.29
%	83.36	87.39

Les mesures et les précisions des résultats	Modèles de prédiction	
	Parallèlement	
	linéaire	non linéaire
$R_a = 2.7$	2.14	2.67
%	79.02	98.92
$R_q = 3.1$	2.42	2.56
%	77.96	79.03
$R_z = 13.2$	11.34	9.15
%	85.89	69.29
$R_t = 14.05$	11.3	15.07
%	80.33	92.71

Tableau XVII  
 Résultats de validation du fini de surface, essai 48

Les mesures et les précisions des résultats	Perpendiculairement		Les mesures et les précisions des résultats	Parallèlement	
	Modèles de prédiction			Modèles de prédiction	
	linéaire	non linéaire		linéaire	non linéaire
$R_a = 3.29$	1.5	2.896	$R_a = 1.47$	0.7	1.609
%	44.39	88.03	%	47.29	90.57
$R_q = 4$	1.23	3.31	$R_q = 1.9$	1.66	2.5
%	30.78	82.83	%	87.60	68.42
$R_z = 17.49$	11.9	13.4	$R_z = 10.9$	9.2	9.6
%	67.76	76.53	%	84.09	88.17
$R_t = 19.7$	18.03	16.70	$R_t = 14.4$	9.37	12.10
%	91.55	84.76	%	65.04	84.06
$R_k = 9.65$	3.81	8.86			
%	39.47	91.80			
$R_{pk} = 5.1$	2.01	2.61			
%	39.32	51.1			



#### 5.4.2 Validation des modèles des contraintes résiduelles

Les contraintes résiduelles des essais 47 et 48 sont mesurées par le système RS 200 et elles ont été comparées aux valeurs prédites (voir modèles de prédictions 4.9, 4.10 et 4.11)

Tableau XVIII

Résultats de validation des contraintes résiduelles de l'essai 47

	Essai 47	Modèles de prédiction des contraintes MPa	
		Linéaire	Non linéaire
Contraintes minimales	421 MPa	456	480
Précision des résultats %		92	88.6
Contraintes maximales	338 MPa	499.7	532.2
Précision des résultats %		67.6	63.5

On remarque bien que :

- La précision des résultats concernant la prédiction des contraintes minimales par un modèle linéaire est de 92% alors que celle prédite par un modèle non linéaire est de l'ordre de 88.6%, ce qui est très appréciable.
- La précision des résultats concernant la prédiction des contraintes maximales par un modèle linéaire est de 67.6% alors que celle prédite par un modèle non linéaire est de l'ordre de 63.5%.

Tableau XIX

Résultats de validation des contraintes résiduelles de l'essai 48

	Essai 48	Modèles de prédiction des contraintes MPa	
		Linéaire	Non linéaire
Contraintes maximales	206 MPa	272.5	194.9
%		75.6	94.6
Contraintes minimales	73 MPa	194.5	995.73
%		50	73.4

On constate que :

- La précision des résultats concernant la prédiction des contraintes maximales par un modèle linéaire est de 75.6% alors que celle prédite par un modèle non linéaire est de l'ordre de 94.6%, ce qui confirme que l'utilisation de modèle non linéaire serait meilleur étant donnée la simplicité de son utilisation et la précision offerte.
- La précision des résultats concernant la prédiction des contraintes minimales par un modèle linéaire est de 50% alors que celles prédites par un modèle non linéaire est de l'ordre de 73.4%, ce qui confirme toujours que l'utilisation de modèles non linéaires serait meilleure étant donnée la simplicité de son utilisation et la précision offerte.
- Tous les modèles développés prédisent les résultats à plus de 80% et expliquent très bien la majorité des déviations observées.

## CONCLUSION

De nos jours, les industriels exigent des pièces mécaniques usinées avec une bonne intégrité de surface, un meilleur état de surface, et des contraintes résiduelles minimales permettant une meilleure résistance de la pièce.

Ce travail a porté sur l'étude de l'influence de la vitesse de coupe, la vitesse d'avance, la profondeur de passe, l'émersion et l'orientation de l'outil de coupe suivant la direction de l'avance (l'engagement) et perpendiculairement à l'avance (l'inclinaison) sur l'intégrité de surface de l'acier à moule de type P20, lors du fraisage 5 axes. Des modèles de prédiction ont été élaborés pour chacune des caractéristiques de l'intégrité de surface, soit pour les paramètres de rugosité, soit pour les contraintes résiduelles.

Pour chacune des études faites, soit pour l'état de surface ou bien pour les contraintes résiduelles, les modèles de prédiction ont été approchés dans un premier temps par un modèle linéaire du second ordre et dans un deuxième temps par un modèle multiplicatif. D'après les analyses et la validation, il est clair que pour chacun des modèles de prédiction, du moment qu'il soit dans la plage de variation des paramètres d'usinage on peut avoir un fort pourcentage d'exactitude. Les modèles linéaires déterminés sont complexes, on y retrouve tous les paramètres utilisés pour l'analyse et ils sont difficiles d'utilisation en pratique, alors que les modèles multiplicatifs sont simples et ils ne présentent que les paramètres influençant l'intégrité de surface.

Tous les paramètres de rugosité mesurés,  $R_a$ ,  $R_q$ ,  $R_t$ ,  $R_z$ ,  $R_k$ ,  $R_{pk}$  ou  $R_{vk}$ , sont affectés directement par les mêmes paramètres d'usinage, qui sont l'émersion et la vitesse de coupe lorsque la rugosité est mesurée perpendiculairement à la vitesse d'avance.

- L'émersion a le plus d'effet sur l'état de surface et plus elle augmente plus la qualité du fini de surface diminue car les paramètres de rugosité augmentent. Le meilleur fini de surface s'obtient en réglant l'émersion au minimum.
- L'effet de la vitesse de coupe est faible et peut être négligé.

À partir des modèles multiplicatifs il en découle les mêmes conclusions que pour le modèle linéaire. L'émersion influence le plus l'état de surface et l'effet de la vitesse de coupe est négligeable.

Les interactions des facteurs sont difficiles à interpréter à partir des modèles linéaires étant donnée leurs complexités.

À partir des modèles multiplicatifs de prédiction des paramètres de rugosité mesurés perpendiculairement à l'avance, on a conclu que ces derniers sont affectés directement par les mêmes interactions entre les conditions d'usinage, qui sont l'interaction inclinaison et vitesse d'avance et l'interaction vitesse de coupe et vitesse d'avance. Ces derniers affectent considérablement la rugosité.

- Pour de faibles vitesses d'avance, l'inclinaison permet de diminuer la rugosité
- Si la vitesse d'avance est à son minimum alors plus la vitesse de coupe augmente plus la rugosité diminue.
- Si la vitesse d'avance est à son maximum alors plus la vitesse de coupe augmente plus la rugosité augmente.
- Si l'angle d'inclinaison est à son minimum, alors plus la vitesse d'avance augmente plus la rugosité diminue.
- Si l'angle d'inclinaison est à son maximum, alors plus la vitesse d'avance augmente plus la rugosité augmente.

Les facteurs influents les paramètres de rugosité mesurés parallèlement à l'avance sont différents de ceux qui influent les paramètres de rugosité mesurés perpendiculairement à l'avance. Ces facteurs influents sont la vitesse de coupe, la vitesse d'avance, l'émersion et l'engagement. L'augmentation de chacun de ces facteurs entraîne l'augmentation de la rugosité.

L'interaction avance et inclinaison affecte les paramètres de rugosité mesurés parallèlement. Lorsque la vitesse d'avance augmente, un faible angle d'inclinaison permet d'avoir une meilleure rugosité.

Une orientation de l'outil perpendiculairement à l'avance de l'ordre de  $10^{\circ}$  à  $20^{\circ}$  permet d'améliorer la rugosité  $R_a$  mesurée parallèlement à l'avance alors que l'effet de l'angle d'engagement est tout à fait le contraire.

Nous avons étudié l'influence des paramètres de coupe et de l'orientation de l'outil sur les contraintes résiduelles, et on a conclu qu'au niveau de la surface usinée ces contraintes peuvent être de tension comme elles peuvent être de compression et qu'à fur et à mesure que la profondeur augmente en sous surface ces contraintes se stabilisent. La valeur moyenne de la profondeur de stabilisation est de 0.55 mm et elle dépend essentiellement de l'angle l'engagement de l'outil.

Ces contraintes résiduelles sont influencées principalement par l'inclinaison de l'outil, la profondeur de passe, la vitesse de coupe et la vitesse d'avance.

Plus l'inclinaison de l'outil augmente plus les contraintes minimales diminuent et plus la vitesse d'avance augmente plus ces contraintes augmentent.

Plus la profondeur de passe augmente plus les contraintes maximales diminuent et plus la vitesse de coupe augmente plus ces contraintes augmentent.

L'engagement affecte les contraintes lorsqu'il interagit avec la vitesse d'avance ou la profondeur de passe.

- Si le facteur engagement est à son maximum alors plus l'avance augmente, plus les contraintes augmentent et plus la profondeur de passe augmente plus ces contraintes diminuent.

- Si le facteur engagement est réglé à son minimum alors plus l'avance augmente plus les contraintes diminuent et plus la profondeur de passe augmente plus ces contraintes augmentent.

L'état des contraintes qui est soit de tension ou de compression dépend essentiellement de trois interactions qui sont l'interaction émergence et inclinaison, l'interaction vitesse d'avance et engagement et l'interaction vitesse de coupe et profondeur de passe et toutes ces interactions ont le même niveau d'influence.

La profondeur de stabilisation des contraintes résiduelles dépend essentiellement de l'angle d'engagement de l'outil.

Aucune corrélation n'a été trouvée entre les contraintes résiduelles, leurs profondeurs de stabilisation et le fini de surface. Cela s'explique par le fait que les contraintes résiduelles sont évaluées à partir d'une profondeur de 50  $\mu\text{m}$  alors que la profondeur des creux de profil ne dépasse pas 30  $\mu\text{m}$ .

Il est démontré qu'il est possible de réduire le temps d'usinage de 44% tout en gardant le même état de surface, et qu'on peut diminuer les contraintes résiduelles en surface de 26% tout en gardant le même état de surface. Il est aussi possible de réduire la rugosité de 20% pour le même temps d'usinage, ce qui représente un gain énorme pour l'industrie des moules.

Suggestions pour les travaux futurs :

- Réaliser plus d'expériences pour améliorer encore plus l'exactitude des résultats.
- Simplifier encore plus les modèles de prédiction.
- Étudier la relation pouvant exister entre les contraintes et la rugosité.
- Modéliser les équations de prédiction de la microdureté.
- Optimiser les modèles de prédiction.

## **ANNEXE 1**

### **DÉFINITION DES PARAMÈTRES DE RUGOSITÉ**

L'écart moyen arithmétique du profil  $R_a$  :

$$R_a = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n |z_i| \text{ ou } R_a = \frac{1}{l_n} \int_0^{l_n} |Z(x)| dx$$

L'écart moyen quadratique du profil  $R_q$  :

$$R_q = \sqrt{\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n z_i^2} \text{ ou } R_q = \sqrt{\frac{1}{l_n} \int_0^{l_n} Z^2(x) dx}$$

$R_t$ , c'est l'écart total. C'est la dénivellation la plus importante entre le plus haut sommet d'un pic et le fond le plus bas d'un creux.

$R_p$ , La hauteur maximum du profil au-dessus de la ligne moyenne dans la longueur évaluée.

$R_v$ , la profondeur maximum du profil au-dessous de la ligne moyenne dans la longueur évaluée.

Les moyennes respectives de  $R_p$  et  $R_v$  qui sont  $R_{pm}$ ,  $R_{vm}$

$$R_{pm} = \frac{\sum_{i=1}^5 P_i}{5} \text{ et } R_{vm} = \frac{\sum_{i=1}^5 V_i}{5}$$

La crête maximum  $R_z$ , la longueur évaluée et est égal à la somme le  $R_p$  et le  $R_v$ .

$$R_z = R_{pm} + R_{vm}$$

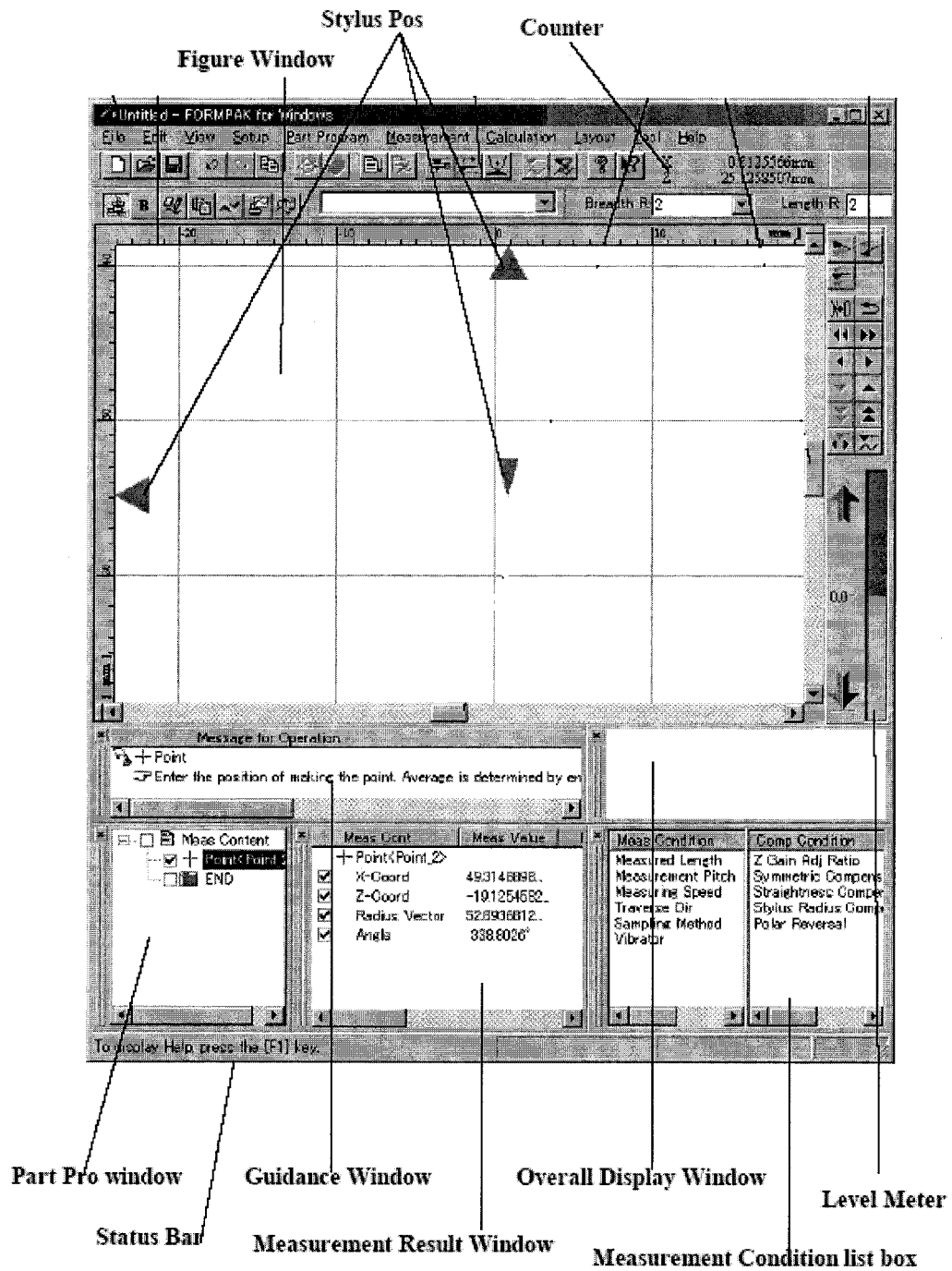
La taille maximale réduite  $R_{pk}$ . Dans le cas d'un moteur, c'est la partie supérieure de la surface qui rapidement sera usée lorsque le moteur commence à tourner. (Largeur de la rugosité du noyau du profil).



$R_k$ , la profondeur de rugosité du noyau. C'est la couche qu'à long terme influencera l'exécution et la vie du noyau.

$R_{vk}$  est la profondeur de la crête (les possibilités de retenue d'huile dans les crêtes profondes qui ont été usinées en la surface.)

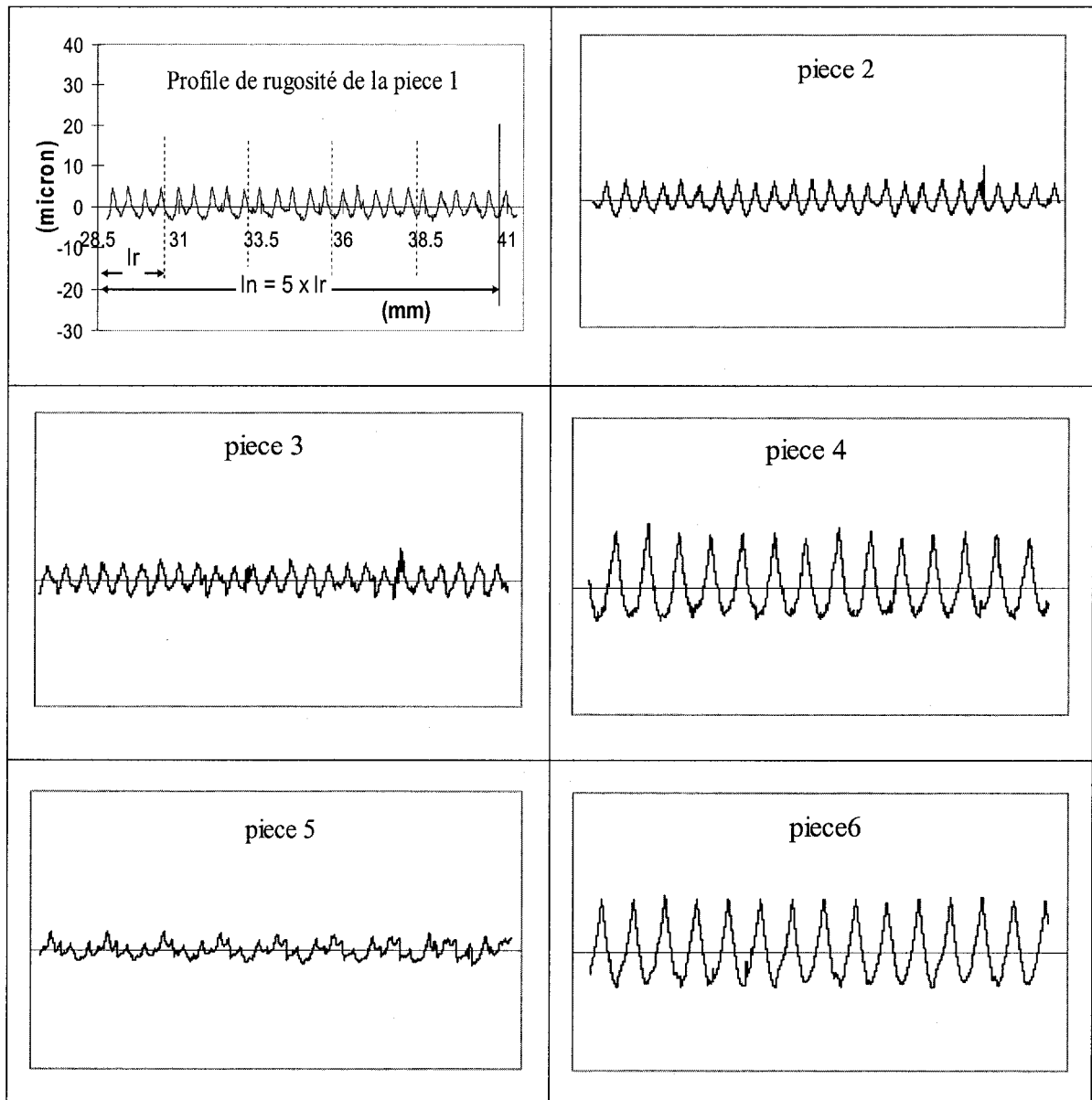
Logiciel FORMPAK

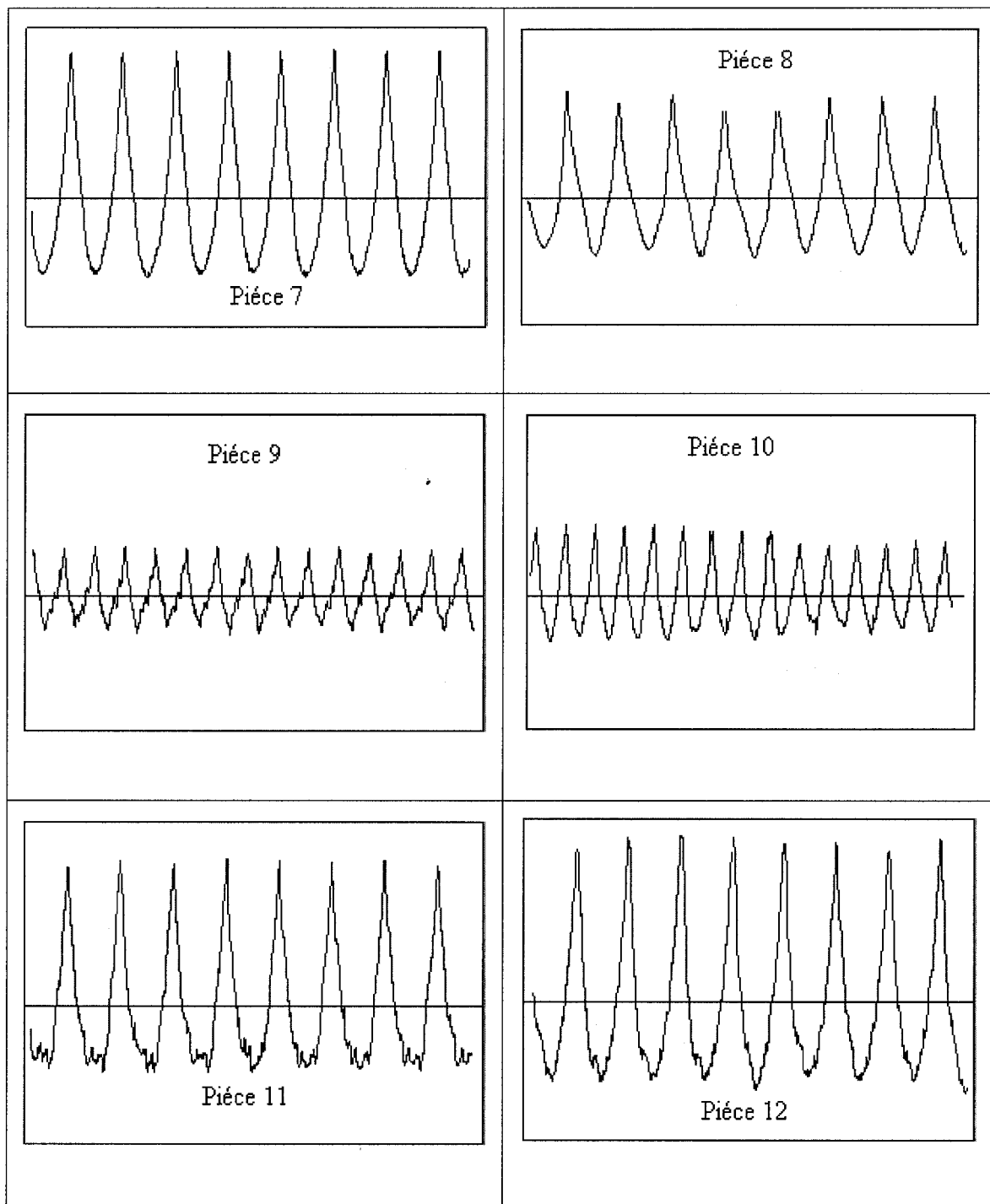


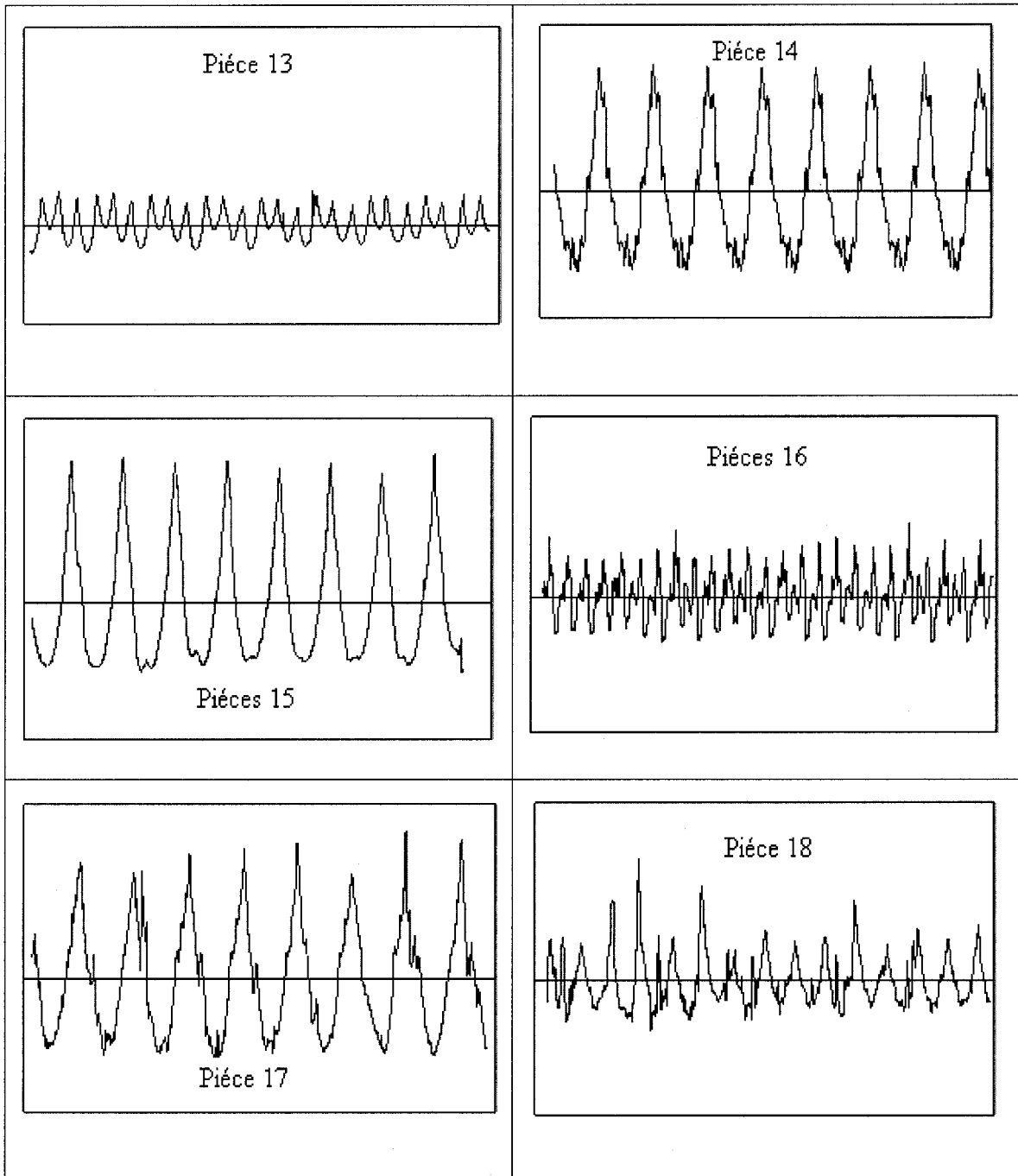
Logiciel FORMPAK utilisé pour mesurer les paramètres de rugosité

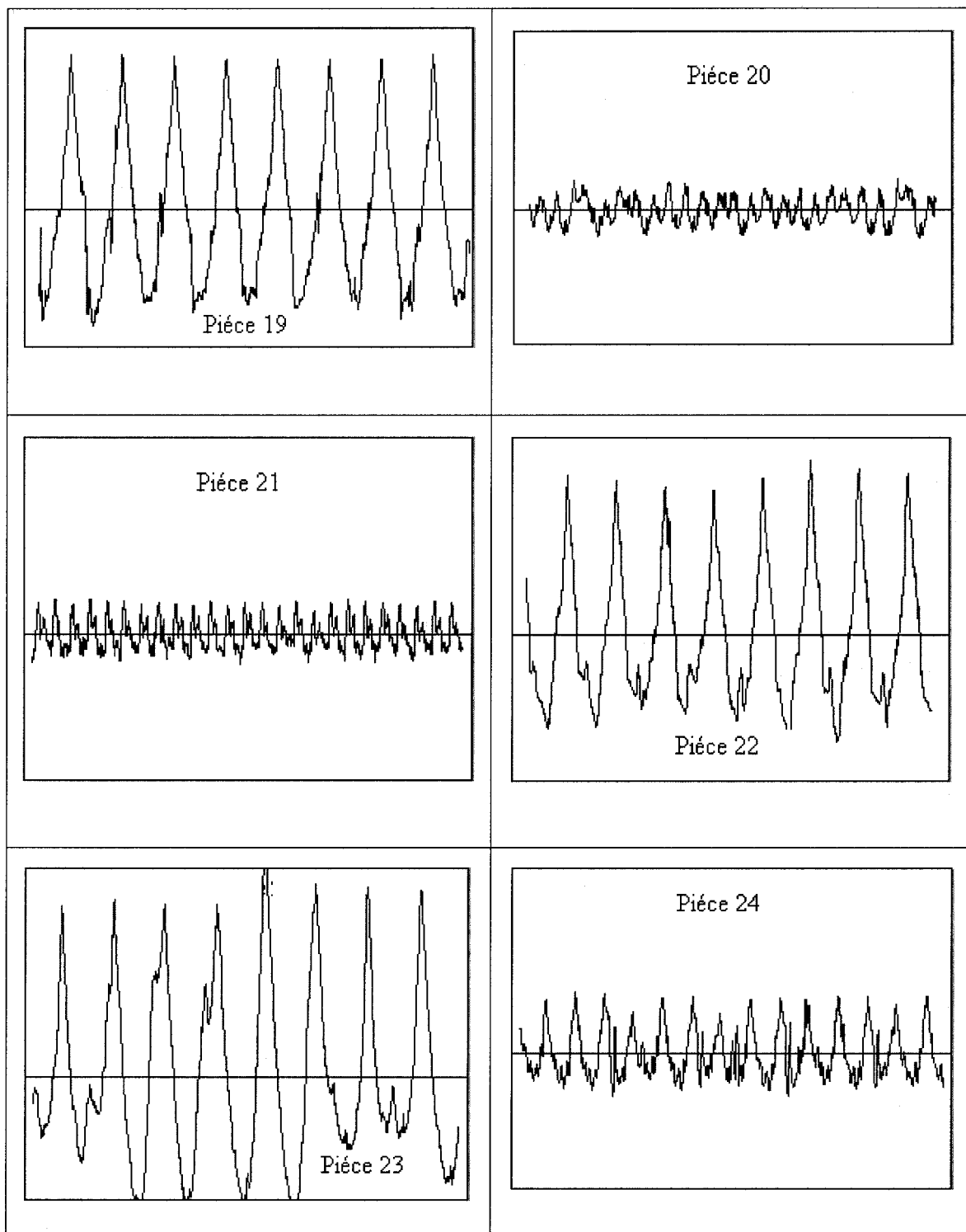
**ANNEXE 2**  
**PROFIL DES 46 PIÈCES**

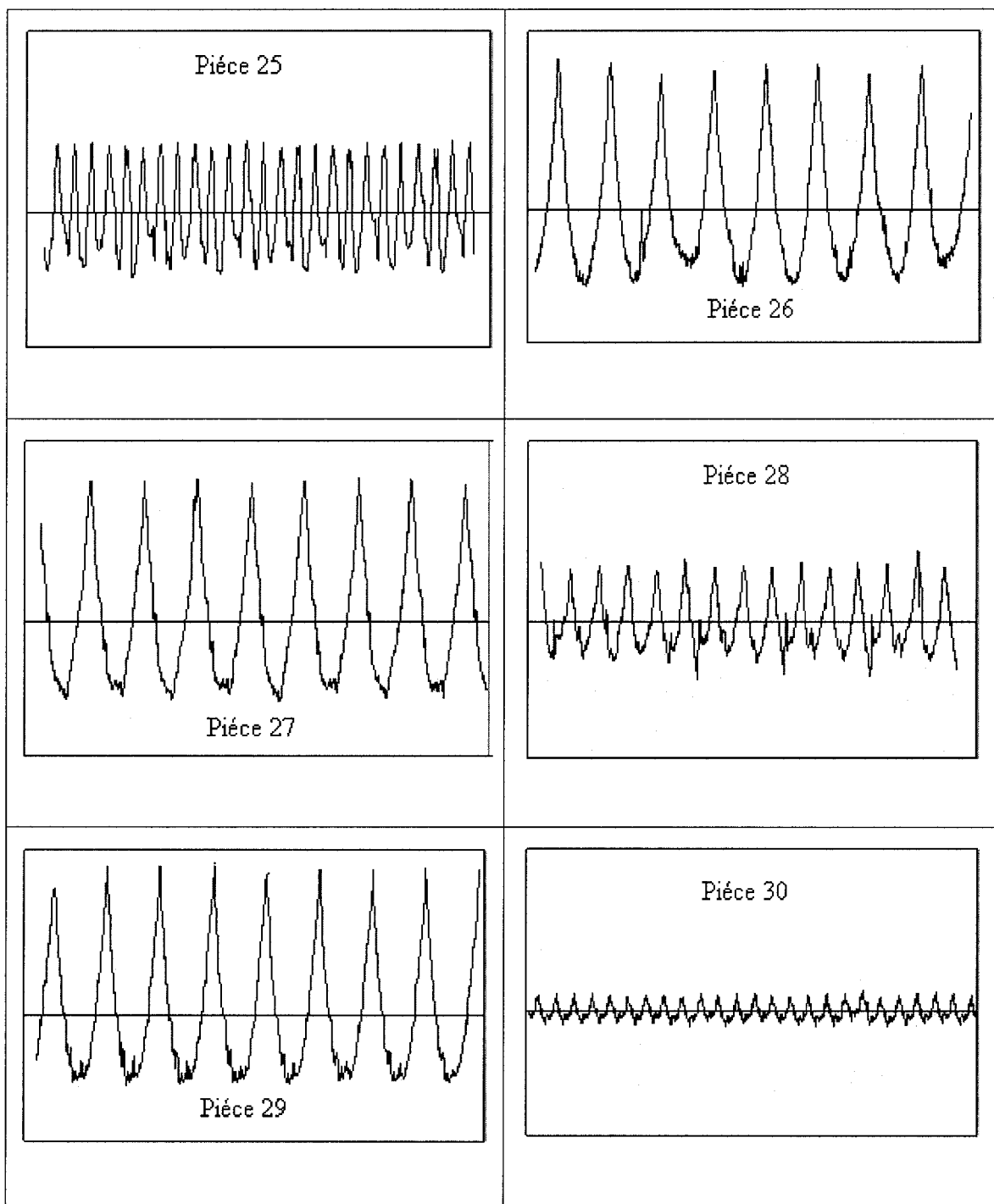
## Profil des 46 pièces





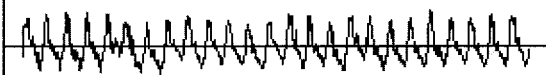




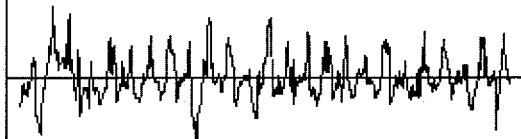




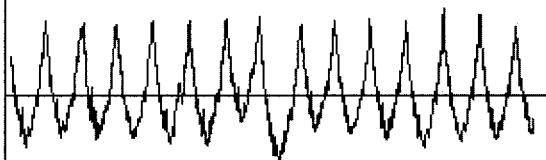
Pièce 31



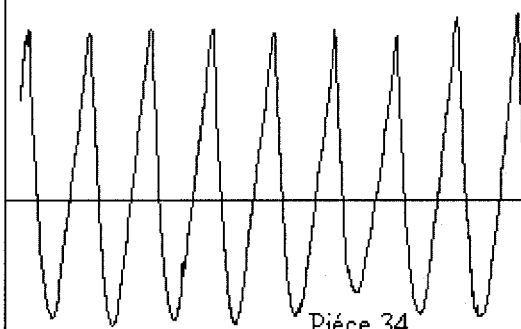
Pièce 32



Pièce 33



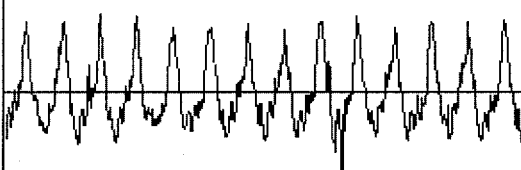
Pièce 34

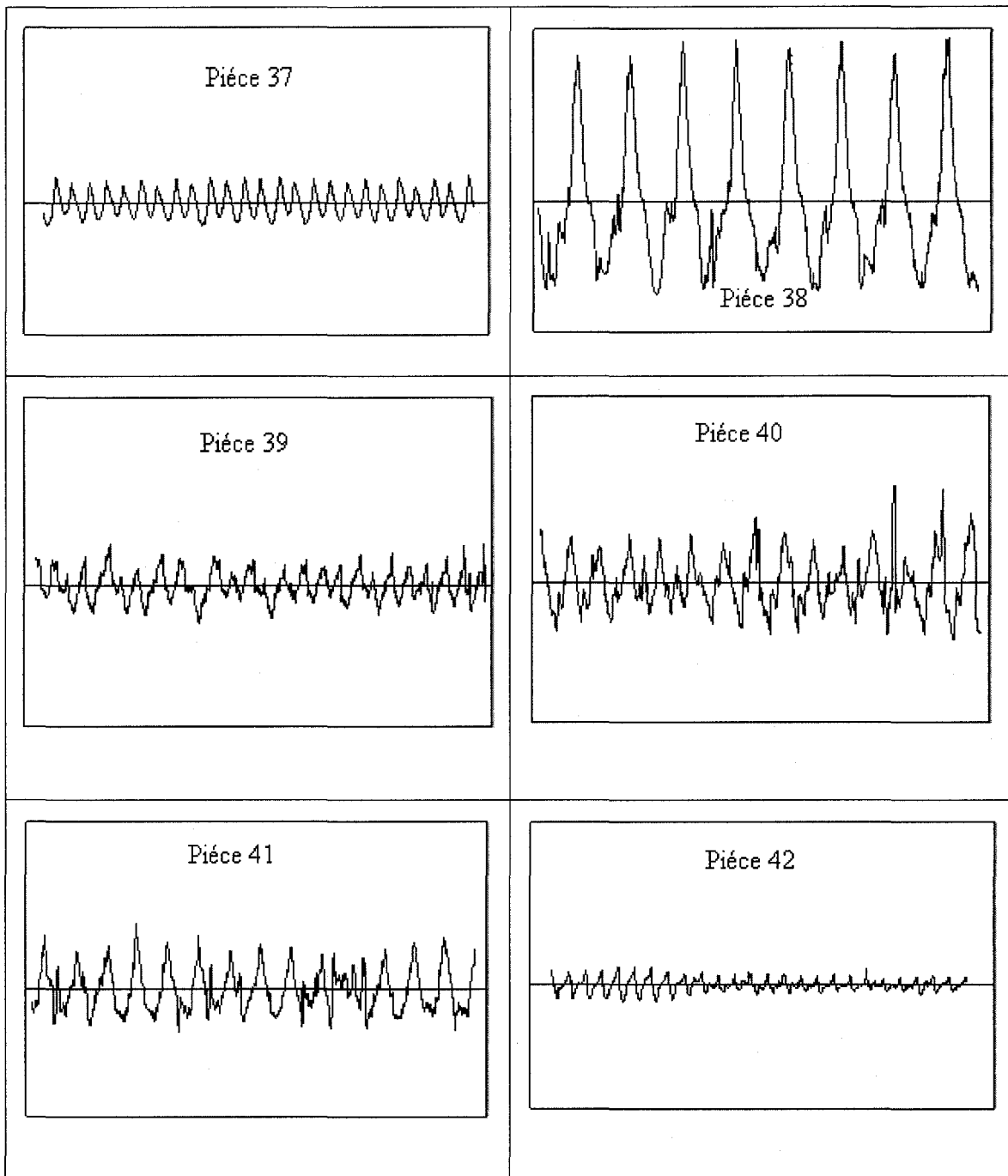


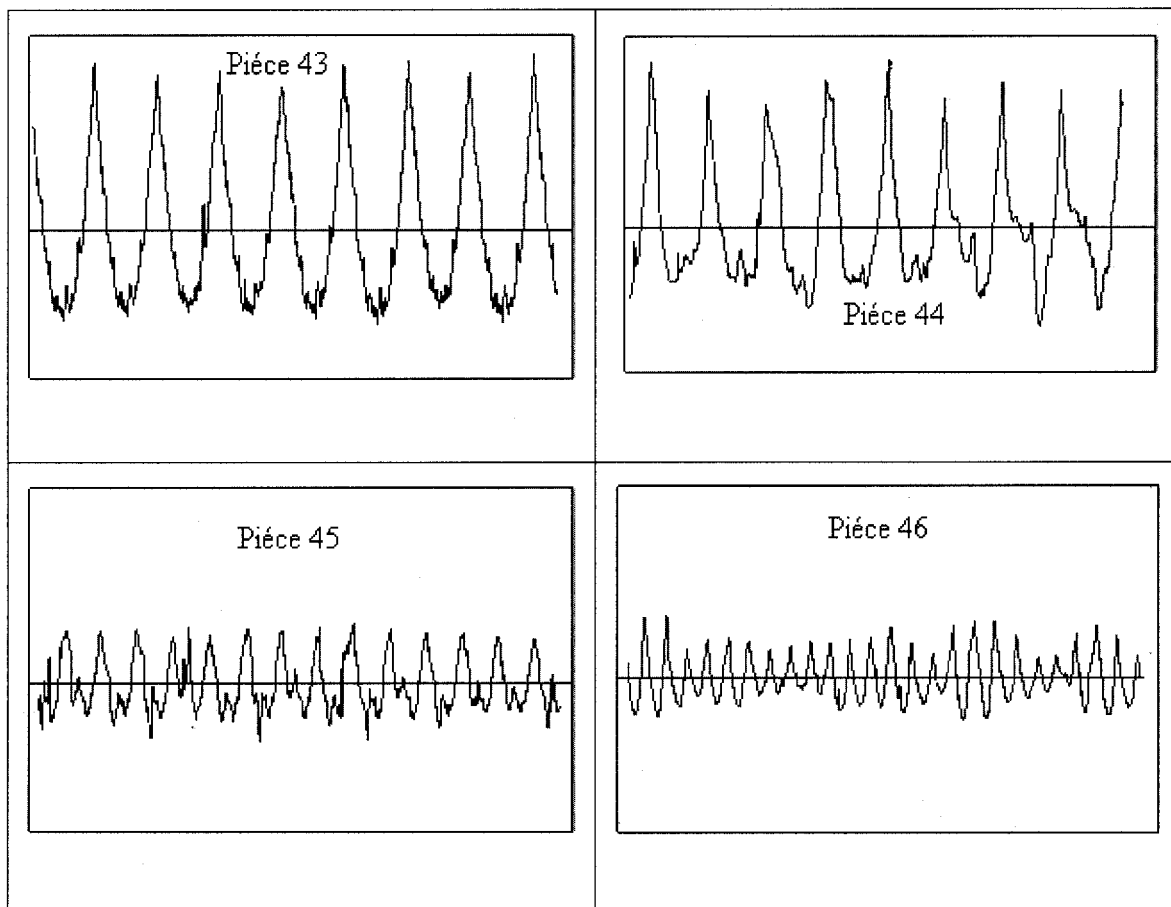
Pièce 35



Pièce 36







**ANNEXE 3**  
**VALIDATIONS DES MODÈLES SIMPLIFIÉS FINAUX**  
**DE PRÉDICTION DE  $R_A$**

### Validations des modèles simplifiés finaux de prédiction de $R_a$ mesuré perpendiculairement à l'avance :

Validation du modèle linéaire :

Une première étape de validation du modèle est à travers le tableau d'analyse de variance ANOVA qui présente le paramètre de P-Value et une seconde sera à travers les résidus.

Source	Sum of Squares	Df	Mean Square	F-Ratio	P-Value
D:Factor_D	821,542	1	821,542	325,06	0,0000
DD	56,3034	1	56,3034	22,28	0,0000
Total error	108,676	43	2,52736		
Total (corr.)	986,522	45			

Le coefficient de corrélation  $R^2$  est égale à 88.9 %.

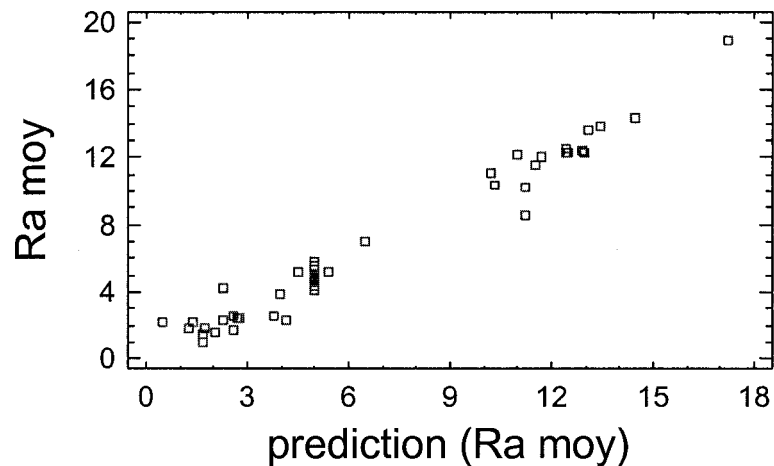


Figure des valeurs prédites vs valeurs observées

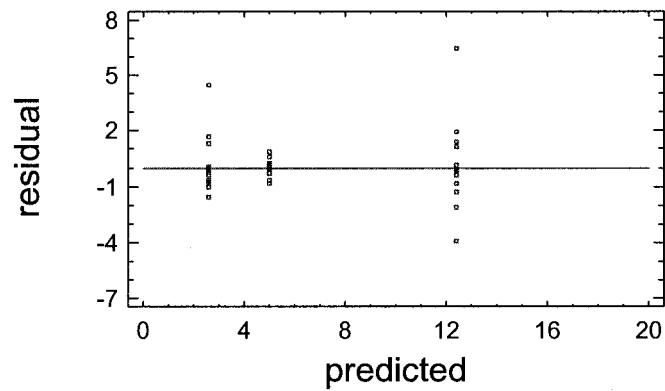


Figure du résidu vs les valeurs prédites

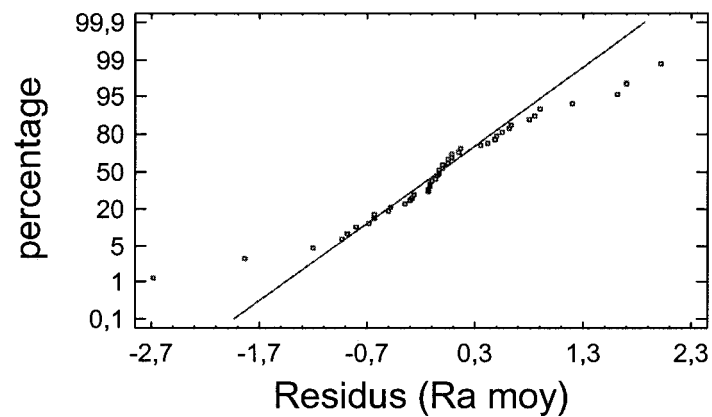


Figure de normalité des résidus

Validation du modèle non linéaire :

Une première étape de validation du modèle est à travers le tableau d'analyse de variance ANOVA qui présente le paramètre de P-Value et une seconde sera à travers les résidus.

Analysis of Variance for Log Ra moy

Source	Sum of Squares	Df	Mean Square	F-Ratio	P-Value
D:Factor_D	23,4392	1	23,4392	282,50	0,0000
Total error	3,65074	44	0,0829715		
Total (corr.)	27,0899	45			

Le coefficient de corrélation  $R^2$  est égale à 86.5 %.

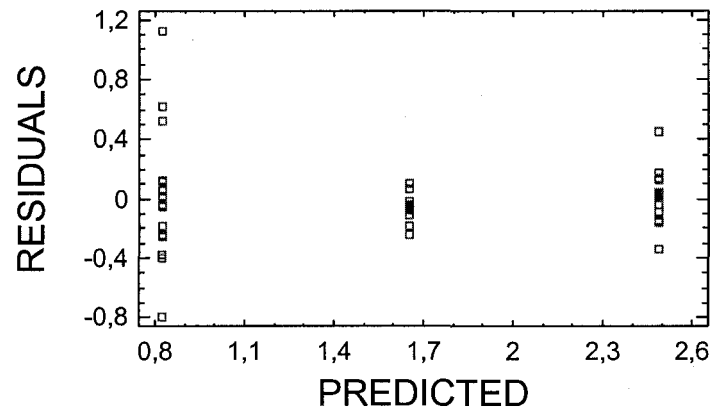


Figure du résidu vs les valeurs prédites

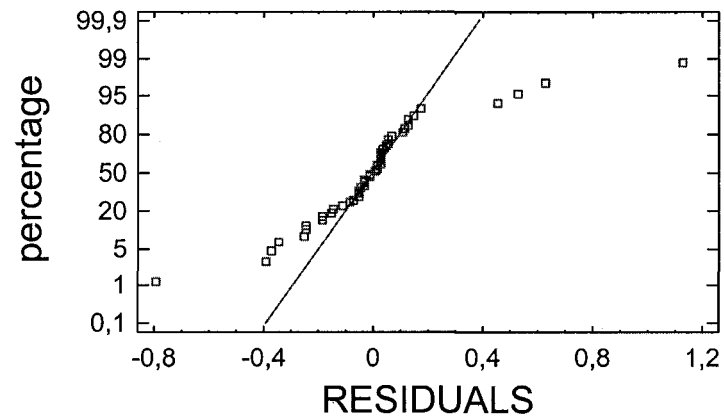
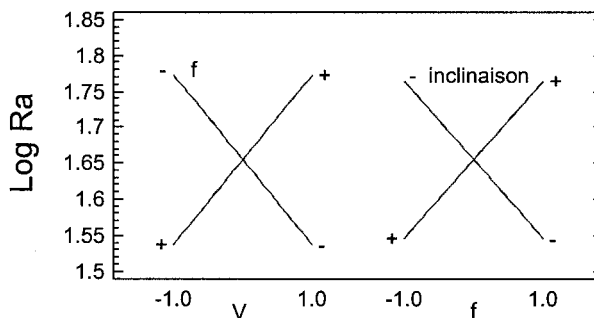
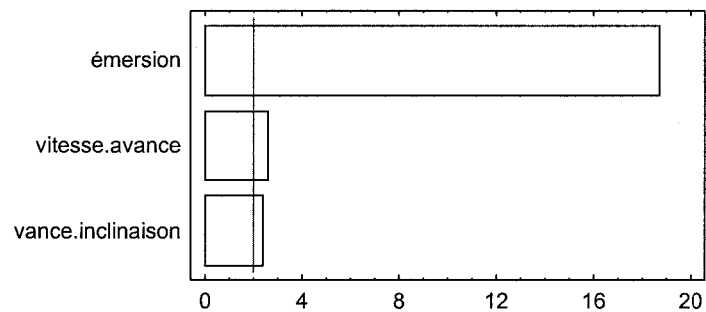


Figure de normalité des résidus

### Guide d'utilisation des modèles

Les courbes suivantes décrivent l'influence de chaque paramètre d'usinage sur la rugosité.

Pour déterminer l'écart moyen arithmétique qui sera obtenus après finition du moule et cela avant même l'opération d'usinage, on doit remplacer les valeurs des paramètres de finition ( $v$ ,  $f$ ,  $\beta$  et  $w$ ) dans le modèle 1 et ou bien tous simplement le paramètre  $w$  dans le modèle 2.



$$R_a = 0.19V^{(0.36\ln(F)+0.62)} F^{(0.11\ln(\beta+2)-2)} (\beta + 2)^{0.2} W^{1.5} \quad (1)$$

$$R_a = 6.50 W^{1.5} \quad (2)$$



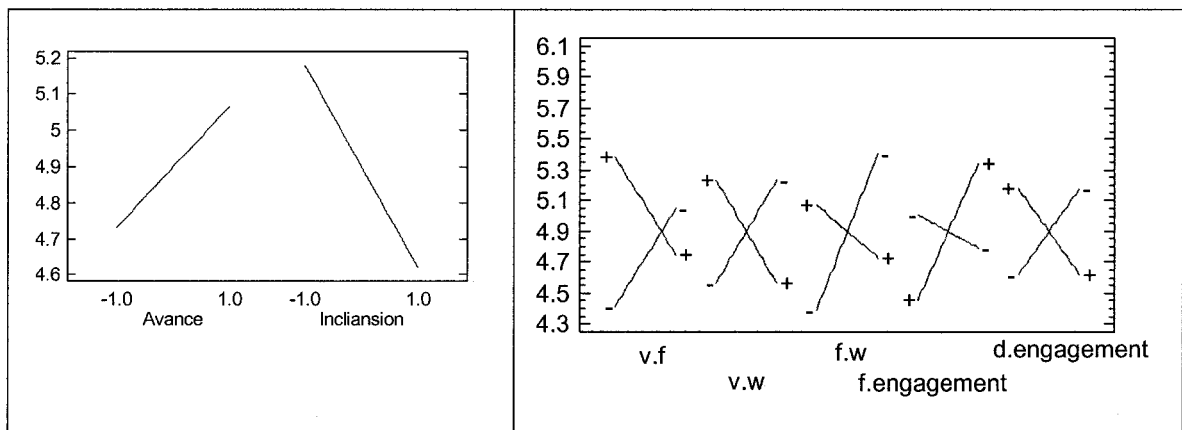
Une fois que  $R_a$  prédit les paramètres  $R_z$ ,  $R_t$ ,  $R_k$ ,  $R_{pk}$ , et  $R_{vk}$  pourront être perdus à leurs tours et cela en remplaçant la valeur de  $R_a$  prédite dans les modèles (3) et en remplaçant à chaque fois les constantes A et n (voir tableau)

$$R_i = A \cdot R_a^N \quad (3)$$

	$R_z$	$R_t$	$R_q$	$R_k$	$R_{pk}$
A	5.77	7.28	1.22	3.50	1.035
n	0.88	0.8	0.98	0.8	1.2

Les courbes suivantes décrivent l'influence de chaque paramètre d'usinage sur les contraintes résiduelles.

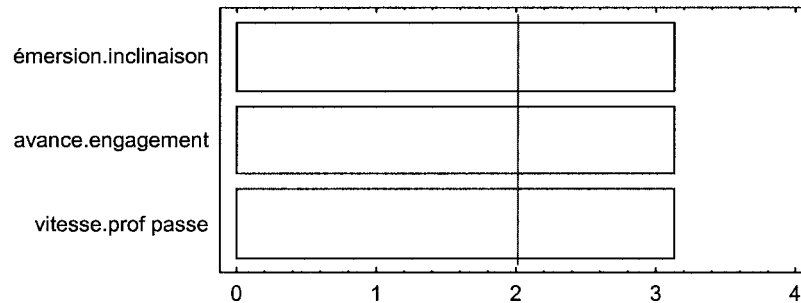
Pour déterminer les contraintes qui seront obtenues après finition du moule et cela avant même l'opération d'usinage, on doit remplacer les valeurs des paramètres de finition dans nos modèles 4 et 5.



$$\sigma_{\min} = \frac{4.31 \cdot 10^6 V^{-1.8} F^{-\ln v + 0.3 \ln \alpha - 0.22 \ln(\beta + 2) + 5} d^{1 - 0.52 \ln \alpha}}{(\beta + 2)^{-0.6} (\alpha + 1)^{-0.12}} \quad (4)$$

$$\sigma_{\max} = \frac{872 V^{0.16 \ln \beta - 1.63} F^{0.34 \ln \alpha - 3.34 - 0.95 \ln v} d^{-0.4(\ln \alpha + \ln \beta + 2) + 0.8} e^{2.3(-\ln f^2)}}{(\beta + 2)^{1.03} (\alpha + 1)^{-(0.4 - 0.06 \ln \beta + 2)}} \quad (5)$$

Pour contrôler l'état des contraintes créées en surface on doit maîtriser les paramètres suivants :



Le modèle de Prédiction de ces états est le suivant, dans le quel on doit remplacer nos variables par les valeurs qui seront utilisés au cours de l'usage :

$$\begin{aligned} \sigma_{01} = & -810^{-3} d(v - 195) - 0.083 f(\alpha - 15) - 0.66 \\ & + 410^{-3} v + 0.016(w(\beta - 15) + \alpha - \beta) \end{aligned}$$

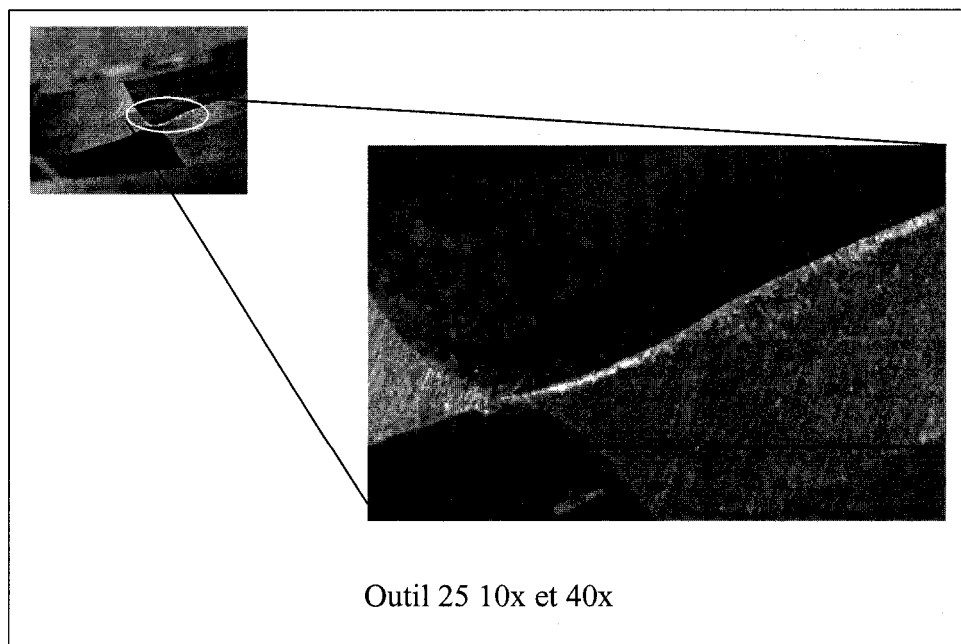
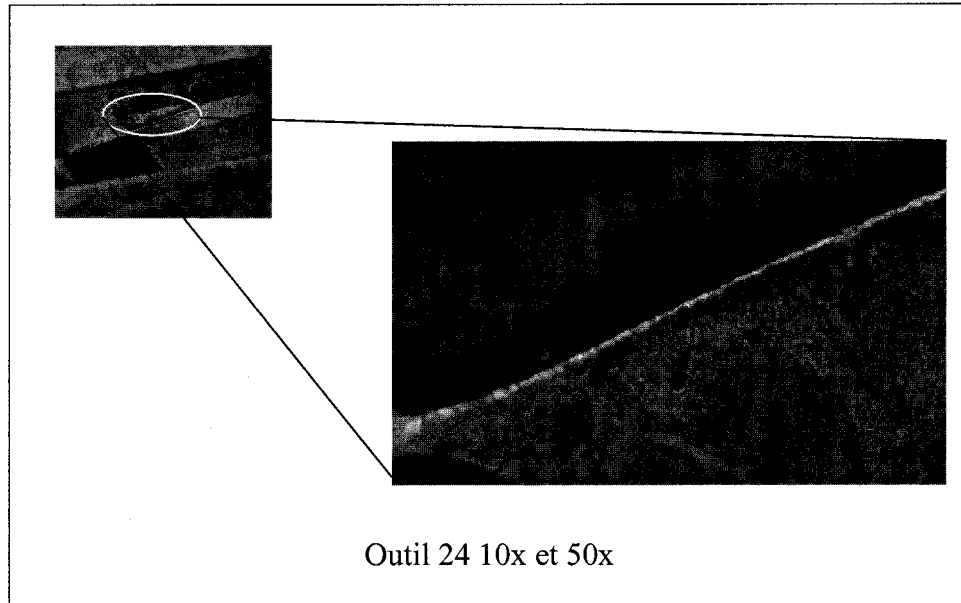
**ANNEXE 4**  
**LES MESURES DE DURETÉ**

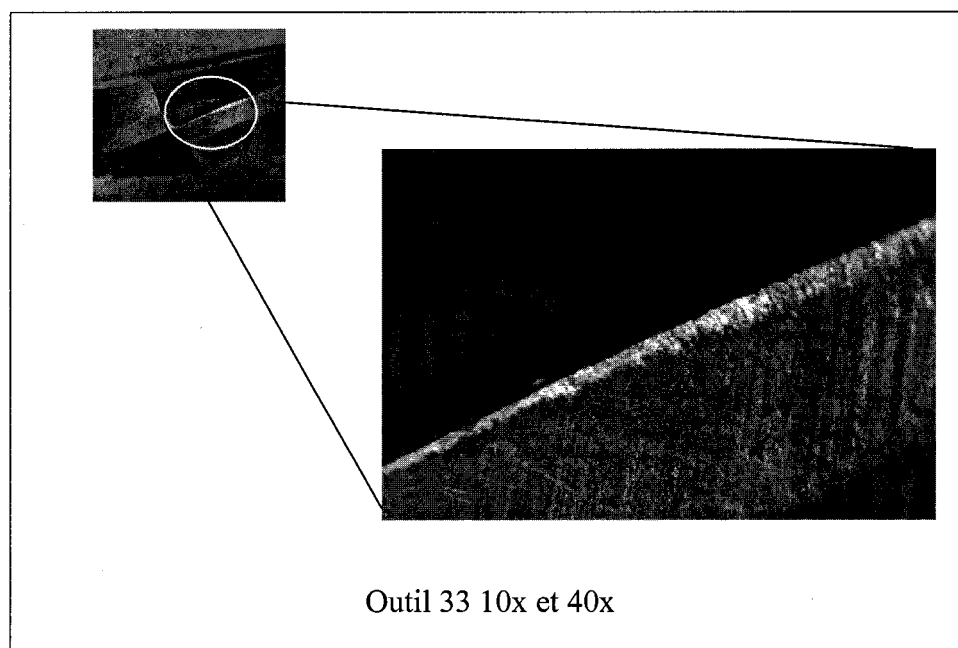
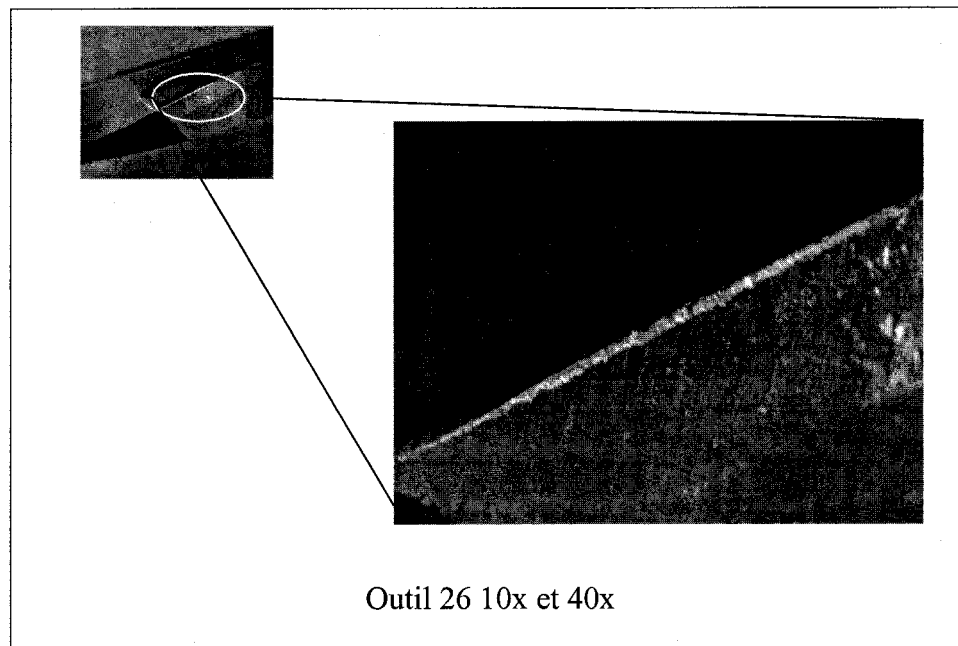
Tableau XX Les mesures de dureté

<b>pièces</b>	<b>Dureté HRC<sub>100</sub></b>		<b>Dureté HRC<sub>100</sub></b>		<b>Dureté HRC<sub>100</sub></b>		<b>Dureté HRC<sub>100</sub></b>
1	<b>39</b>	13	<b>42</b>	25	<b>47</b>	37	<b>43</b>
2	<b>40</b>	14	<b>40</b>	26	<b>46</b>	38	<b>38</b>
3	<b>43</b>	15	<b>40</b>	27	<b>47</b>	39	<b>38</b>
4	<b>46</b>	16	<b>40</b>	28	<b>43</b>	40	<b>39</b>
5	<b>45</b>	17	<b>43</b>	29	<b>45</b>	41	<b>44</b>
6	<b>41</b>	18	<b>42</b>	30	<b>45</b>	42	<b>41</b>
7	<b>43</b>	19	<b>41</b>	31	<b>40</b>	43	<b>45</b>
8	<b>45</b>	20	<b>40</b>	32	<b>45</b>	44	<b>42</b>
9	<b>38</b>	21	<b>45</b>	33	<b>44</b>	45	<b>43</b>
10	<b>44</b>	22	<b>44</b>	34	<b>48</b>	46	<b>47</b>
11	<b>40</b>	23	<b>42</b>	35	<b>46</b>		
12	<b>42</b>	24	<b>45</b>	36	<b>43</b>		

**ANNEXE 5**  
**USURE DE L'OUTIL**

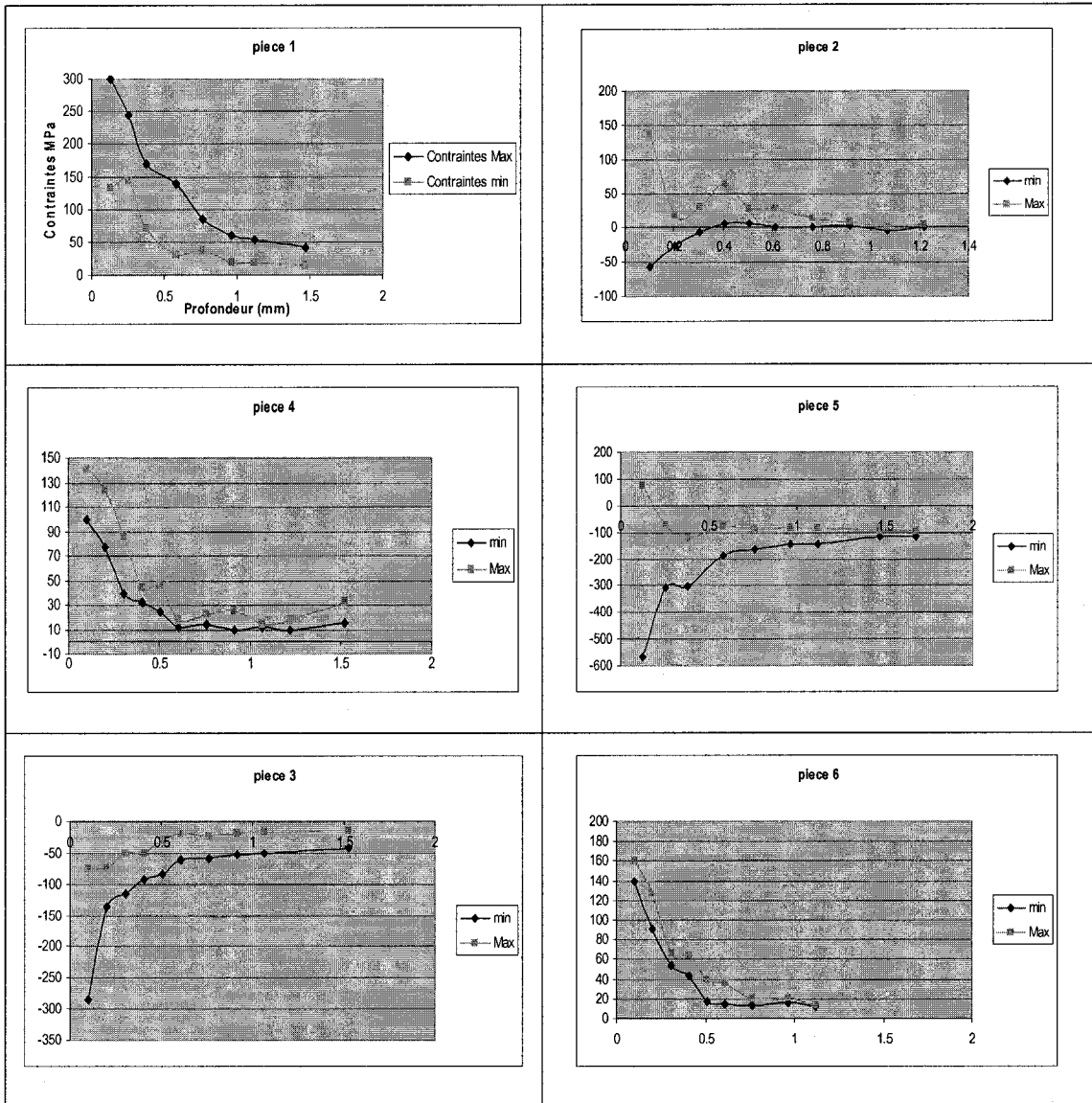
Ces figures représentent l'usure de quatre différents outils et elle est la même pour tous les autres.



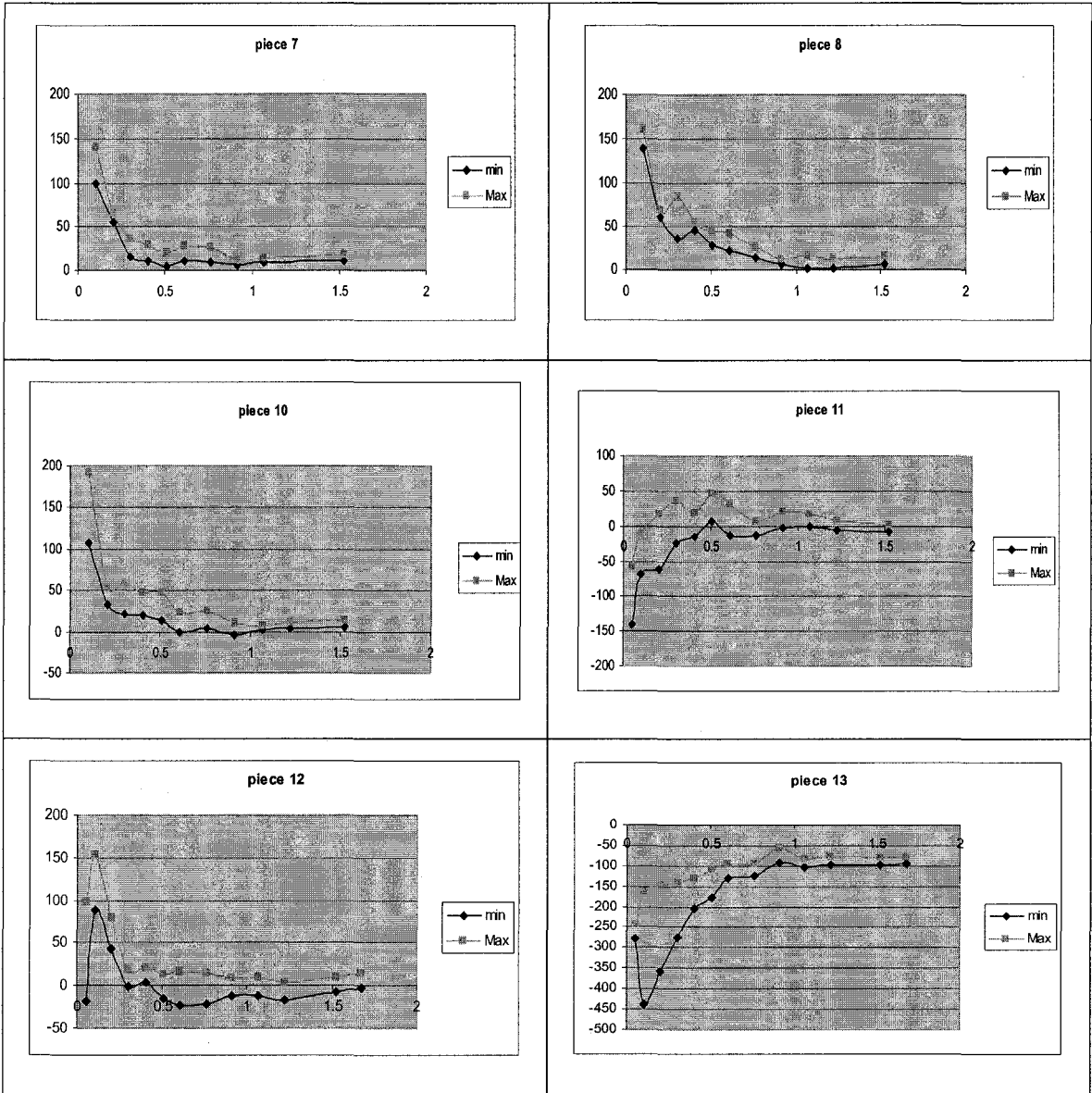


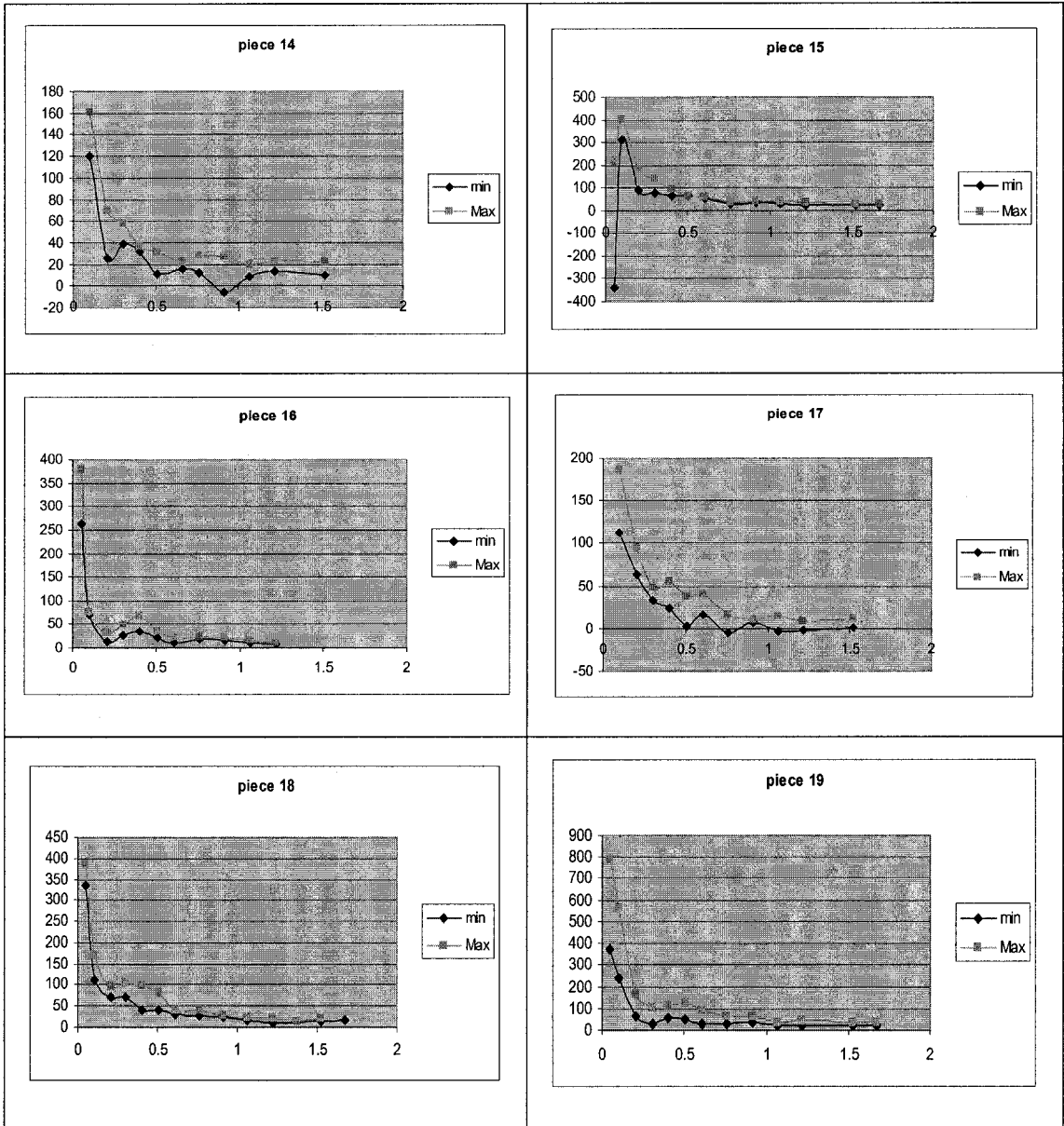
**ANNEXE 6**  
**FIGURES DE DISTRIBUTION DES CONTRAINTES RÉSIDUELLES**  
**DES 46 PIÈCES USINÉES**

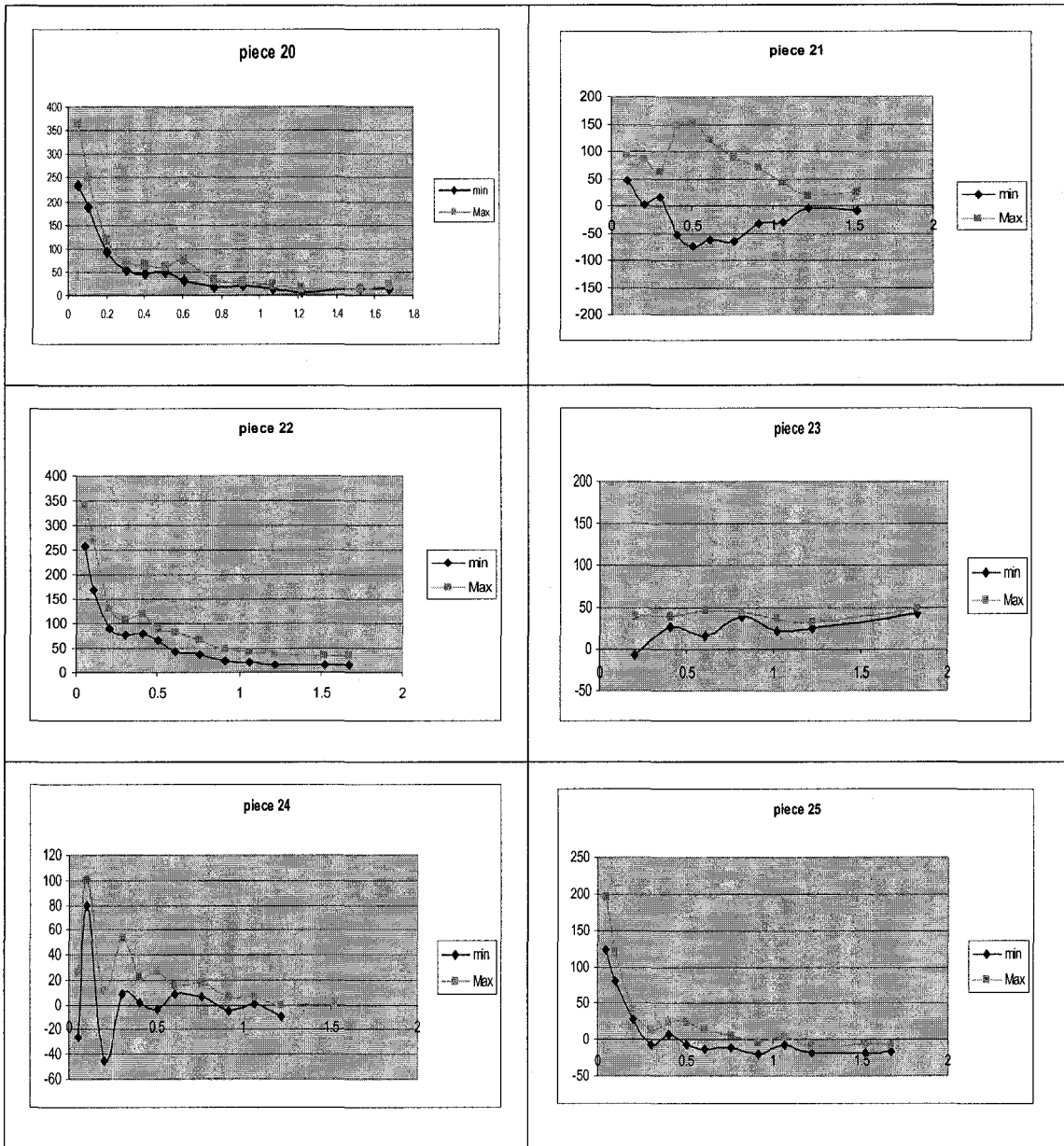


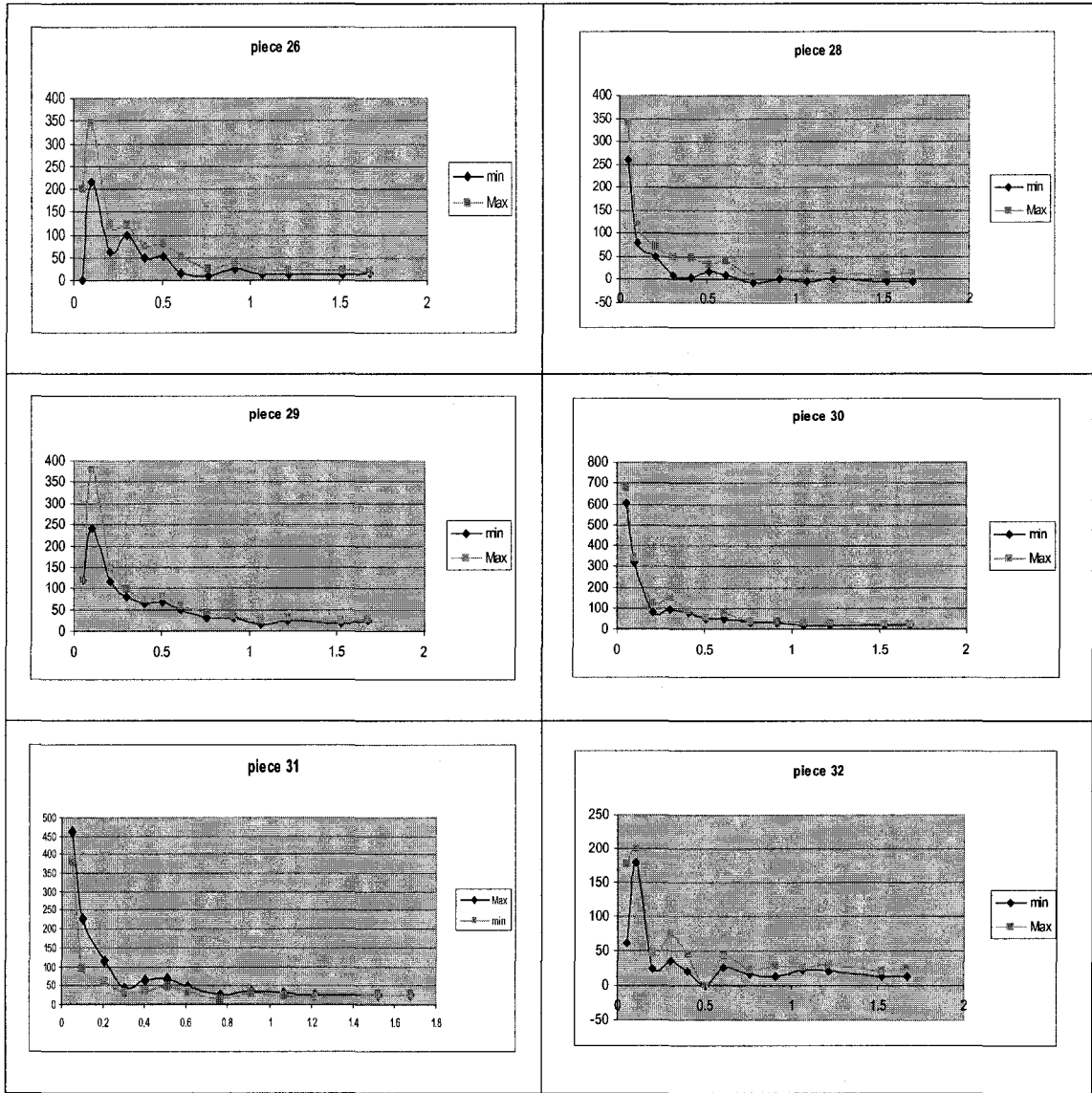


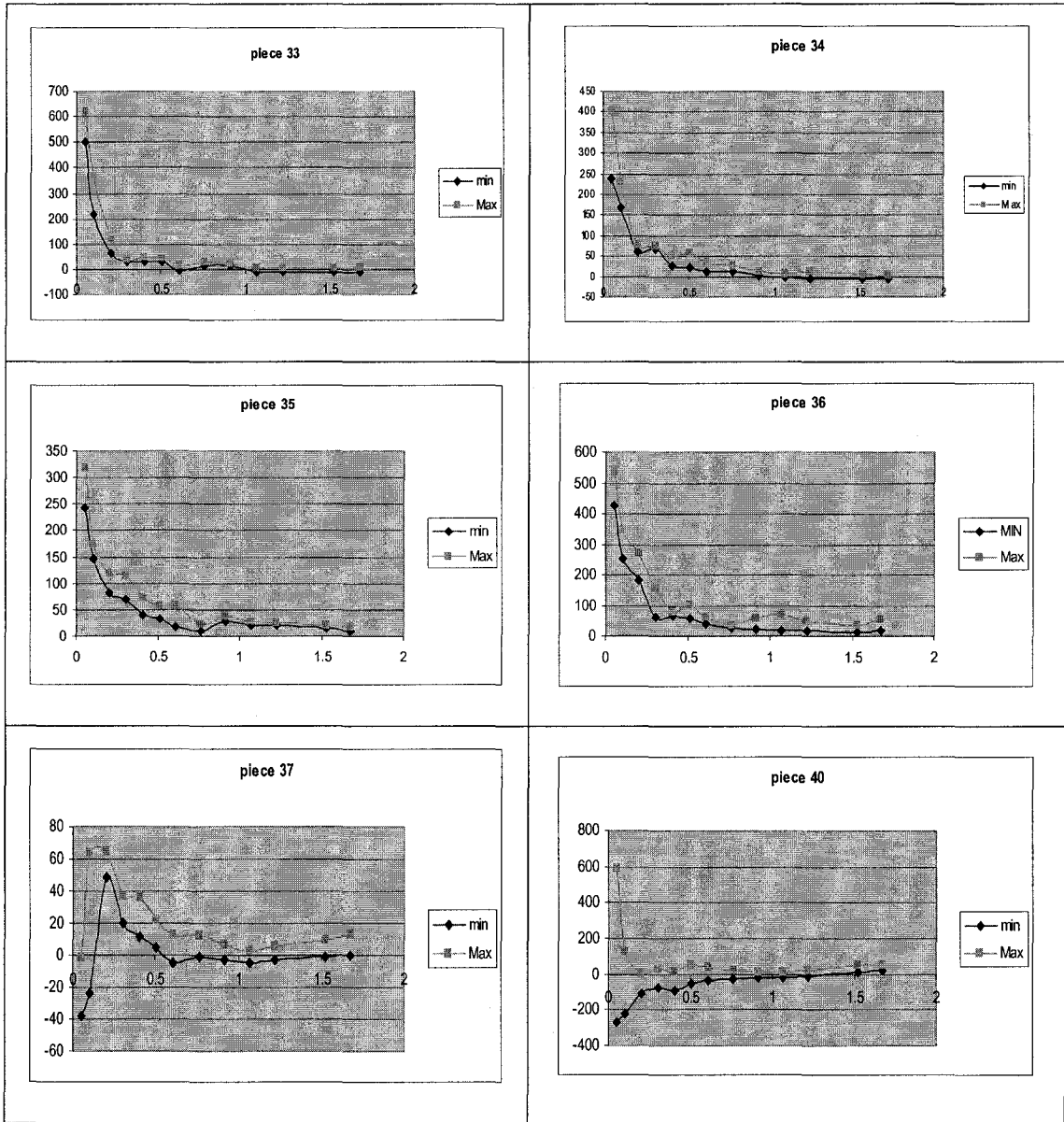
Figures de distribution des contraintes résiduelles des 46 pièces usinées

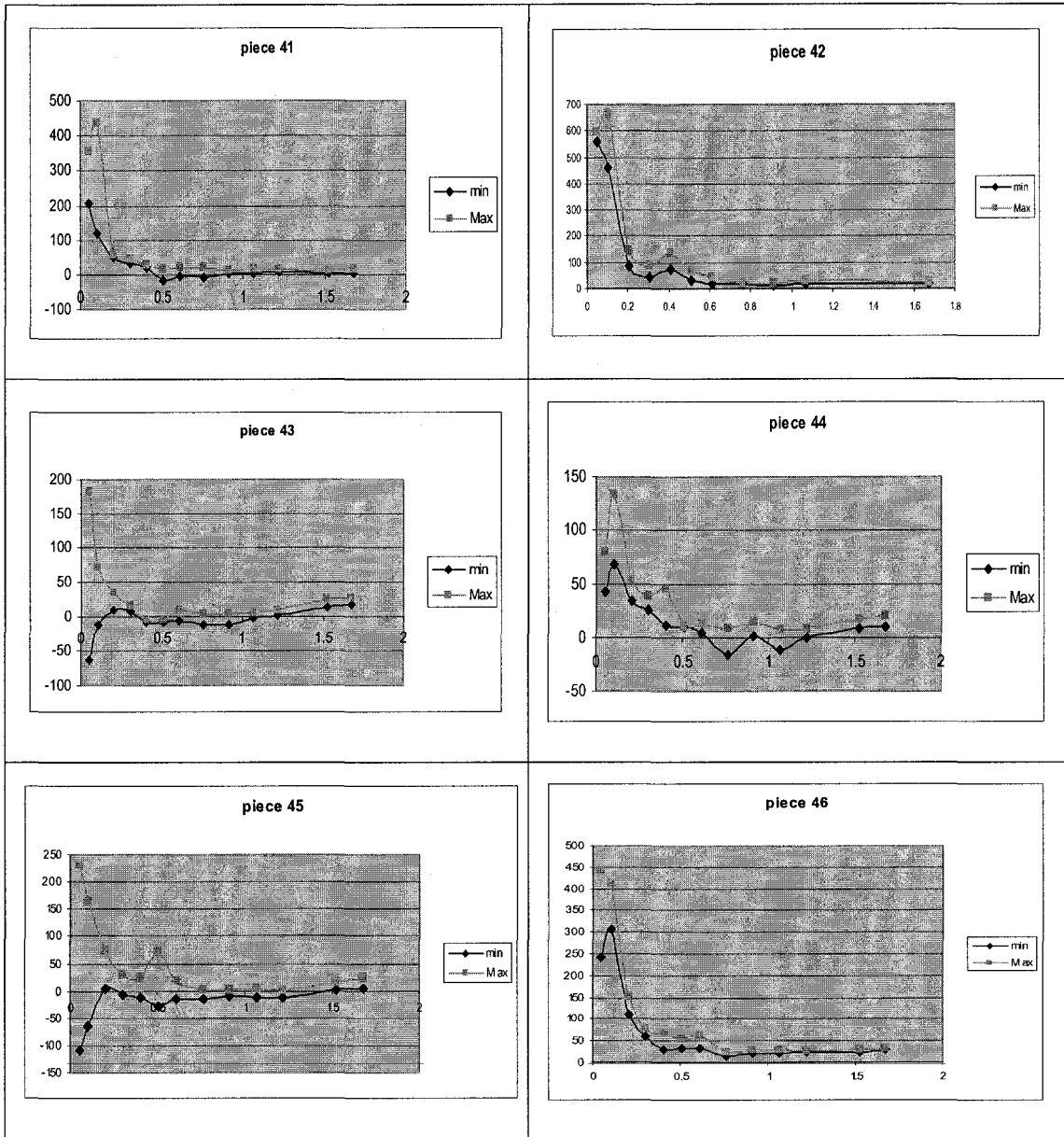












## BIBLIOGRAPHIE

- [1] Taylan Altın, Blaine Lilly, Y. C. Yven, (2001), *Manufacturing of dies and Molds*, Annals of the CIRP, Vol.2, 2001, pp.405-423.
- [2] H. K Tonshoff, Hernandez-camacho, (1989), *Die manufacturing by 5 and 3-axes Milling*, Journal of Mechanical Working Technology, Vol.20, 1989, pp.105-119.
- [3] H.S, Choy and K, W, Chan, (2002), *Enhanced strategy for milling corners*, Proc Instn Mech Engrs Vol 216, Part B: J Engineering Manufacture, 2002, pp.1135-1154.
- [4] Manuel Monresl, Ciro A. Rodriguez, (2003), *Influence of tool path strategy on the cycle time of high-speed milling*, Computer –Aided Design. Vol.35, 2003, pp.395-401.
- [5] A.M. Ramos, C. Relvas, J.A. Simoes, (2003), *The influence of finishing milling strategies on texture roughness and dimensional Deviations on the machining of complex surfaces*, Journal of materials Processing Technology, Vol.136, 2003, pp.209-216.
- [6] R. Baptista, J. F. Antunes Simoes, (2000), *Three and five axes milling of sculptured surfaces*, Journal of Materials Processing Technology, Vol.103, 2000, pp. 398-403.
- [7] Anselmo Eduardo Diniz José Caldeiran Filho, (1999), *Influence of the relative positions of tool and workpiece on tool life, tool wear and Surface finish in the face milling process*, Wear, Vol.232, 1999, pp.67-75.
- [8] Tace-Soon Lim, Chea-Moon Lee, Seok-Won Kim, Deug-Woo Lee, (2002), *Evaluation of Cutter Orientation in 5-axis High Speed Milling of turbine blade*, Journal of materials Processing Technology Vol.130-131, 2002, pp.401-406.
- [9] H.Schulz(1), St. Hock, (1995), *High-speed Milling of Dies and Moulds-cutting Conditions and Technology*, Annals of the CIRP Vol.44, 1995. pp.35-38.
- [10] *Machining Data Handbook*, third edition, Vol.2, Machinability Data Center, Metcut Research Associates Inc., Cincinnati, OH, 1980. ISBN 0936974001.



- [11] E. G. Ng, D. W. Lee, A. R. C. sharman, R. C. dewes, D. K. Aspinwall, (2000), *High Speed Ball Nose end Milling of Inconel 718*, Annals of the CIRP, Vol.49, 2000, pp.41-46.
- [12] A.Warkentin, S.Bedi and Ismal, (1996), *Five-axis milling of spherical surfaces*, Journal. Mach. Tools Manufact, Vol 36, N°2, 1996, pp.229-243.
- [13] B H Kim and C N Lu, (1994), *Effet of cutter mark on surface roughness and scallop height*, Computer-Aided Design, Vol2, N°3, 1996, pp.179-188.
- [14] A.L.Mantle, D.K.Aspinwall, (2001), *Surface integrity of a high speed milled gamma titanium aluminide*, Journal of materials processing Technology, Vol.118, 2001, pp.143-150.
- [15] M.A. El Baradie, (1991), *Computer aided analysis of a surface roughness model for turning*, Journal of Materials processing Technology, Vol.26, 1991, pp.207-216.
- [16] D.A.Axinte, R.C Dewes, (2002), *Surface Integrity of hot work tool steel after high speed milling-experimental data and empirical models*, Journal of Materials Processing Technology, Vol.127, 2002, pp.325-335.
- [17] Ming-Yung Wang, Hung-Yen Chang, (2004), *Experimental study of surface roughness in slot end milling Al2014-T6*, International Journal of machine Tool and manufacture, Vol. 44, 2004, pp.51-57.
- [18] E, K, Henriksen, (1951), *Residual Stresses in Machined Surface*, transactions of the ASME, Vol.73, 1951.
- [19] C, R, Liu and M,M, Barash, (1976), *The Mechanical State of the sublayer of a surface Generated by Chip Removal Process, PartI: Cutting with a Sharp Tool*, ASME Journal Of Engineering for Industry, Vol.98, No.4, 1976.
- [20] K.Okushima and Y, Kakino, (1971), *The residual Stress Produced By Metal Cutting*, Annals of CIRP, Vol.20, No.1, 1971.
- [21] C,H, Chou, (1984), *Metal Cutting Principles*, Science Technology Press.
- [22] C, R, Liu and M, M, Barash, (1982), *Variables Governing Patterns of Mechanical Residual Stress in a Machined surface*, Journal of Engineering for Industry, Vol.104, 1982, pp.257-264.

- [23] B.R. Sridhar , G, Devanande, K. Ramachandar, Ramaraja Bhat, (2003), *Effect of machining parameters and heat treatment on the residual stress distribution in titanium alloy IMI-834*, Journal of Materials Processing Technology, Vol.139, 2003, pp.628-634.
- [24] W. Bouzid Sai, N. Ben Salah, J.L Lebrun, (2001), *Influence of machining by finishing milling on surface characteristics*, International Journal of Machine Tools & Manufacture, Vol.41, 2001, pp.443-450.
- [25] M. M. El-Khabeery and M. Fattouh, (1989), *Residual STRESS Distribution Caused By Milling*, Int. J. Mach. Tools Manufacturing, Vol.29. No3, 1989, pp.391-401.
- [26] KUANG-HUA FUH and CHIH-FU WU, (1995) *A Proposed Statistical Model for Surface Quality Prediction in End Milling of Alloy*, Int. J. Mach. Tools Manufacturing Vol. 35. NO.8, 1995, PP. 1187-1200.
- [27] KUANG-HUA FUH and CHIH-FU WU, (1995), *A Residual-Stress model for the milling of aluminium alloy (2014-T6)*, Journal of Materials processing Technology, Vol.51, 1995, pp.87-105.
- [28] D,W, Wu and Y. Matsumoto, (1990), *The effect of hardness on Residual Stresses in Orthogonal Machining of AISI 4340 Steel*. Journal of Engineering for industry, Vol.112, 1990, pp.245-251.
- [29] A, Mashira et R. Prasad, (1985), *Residual stresses Due to a moving heat source*, international journal Mechanics Science, Vol.27, No.9, 1985, pp.571-581.
- [30] ASTM, E837-99, *Standard Test Methode for Determining Residual Stress by the Hole-Drilling strain-Gage Method*.
- [31] Measurements Group, Inc., Tech Note, TN-503-3. *Measurement of Residual Stresses by the Hole-Drilling strain Gage Method*.
- [32] CETIM, (1984), *Manuel de données technologiques d'usinage en fraisage*, service coupe 1984.
- [33] S, B, Rao, (1969) *Tool wear monitoring through the dynamics of stable turning*, Journal of Engineering for industry, Vol.91, 1969, pp.790-798
- [34] N.H. Cook, (1973), *Tool Wear and tool Life*, Journal of Engineering for industry, Vol.95, 1973, pp. 931-937.

- [35] M. S. Chuq, M. Rahmanm, Y. S. Wong, and H. T. Loh, (1993), *Determination of optimal cutting conditions using design of experiments and optimization techniques*, Journal. Mach. Tools Manufact, , Vol.33, No2, 1993, pp 297-305.
- [36] MATERIAL PROPRETY DATA [en ligne].  
<http://www.matweb.com/index>.
- [37] Minicut International [en ligne].  
<http://www.minicut.com/WhatsNew/whatsnew.html>
- [38] Myers, R.H, Montgomery, D. C (1995). *Reponse surface methodology- Process and product optimisation using designed experiments*. New York: John Wiley and Sons.
- [39] A. Mansour, H. Abdalla, BSc, MSc, Phd, CEng, F, MechE, (2002) *Surface roughness model for end milling: a semi-free cutting carbon casehardening steel (EN32) in dry condition*, Journal of Materials processing Technology 124, 2002, pp183-191.
- [40] M. Y. Noordin, V.C Venkatesh, (2004), *Application of response surface methodology in describing the performance of coated carbide tools when turning AISI 1045 steel*, journal of materials processing Technology 145 (2004), pp 46-58.
- [41] M.Alauddin et M.A. El Baraddie , (1997), *Tool life model for end milling steel (190 BHN)*, Journal on materials processing Technology , Vol68 (1997), pp 50-59.
- [42] Cochran, W. G, Cox, (1957). *Experimental Designs (2ed)*. New York : john wiley et sons.
- [43] J. RIOUT (1997), Les états de *surface*, CETIM
- [44] E-G Ng, D.W. Lee, R.C. Dewes, D.K.K.Aspinwall, *Experimental evaluation of cutter orientation When Ball Nose End milling Inconel 718*, Journal of manufacturing Process, Vol 2, No 2, pp200.
- [45] Amtout Youcef, (2003), *Étude de l'influence des stratégies de coupe sur la performance de l'usinage en 5 axes par la méthode des surfaces de réponses*. Maîtrise en en génie mécanique, 2003, École de technologie supérieure.
- [46] L'informatique et la commande numérique.