

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  
JEAN-PIERRE MICHAUD

ÉTUDE EXPÉRIMENTALE DE L'USINAGE À HAUTE VITESSE DES PIÈCES À  
PAROIS MINCES

MONTRÉAL, LE 15 NOVEMBRE 2006

© droits réservés de Jean-Pierre Michaud

CE MÉMOIRE A ÉTÉ ÉVALUÉ  
PAR UN JURY COMPOSÉ DE :

M. Antoine Tahan, 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. Roland Maranzana, président du jury  
Département de génie de production automatisée à l'École de technologie supérieure

M. Abderrazak El Ouafi, membre du jury  
Département de mathématiques, d'informatique et de génie à L'Université du Québec à  
Rimouski

IL A FAIT L'OBJET D'UNE SOUTENANCE DEVANT JURY ET PUBLIC  
LE 16 FÉVRIER 2007  
À L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE

# **ÉTUDE EXPÉRIMENTALE DE L'USINAGE À HAUTE VITESSE DES PIÈCES À PAROIS MINCES**

Jean-Pierre Michaud

## **SOMMAIRE**

Les nouvelles technologies d'usinage à haute vitesse ont grandement évolué depuis quelques années. Les centres d'usinage qui découlent de ces nouvelles technologies peuvent atteindre des vitesses de rotation de la broche supérieures à 60 000 rpm. L'industrie, qui tente toujours d'appriivoiser ces nouvelles performances, fait face à l'apparition de phénomènes vibratoires complexes. Ces phénomènes sont dépendants de plusieurs paramètres contrôlables et d'autres qui varient dans le temps et par conséquent non contrôlables. La rigidité structurale de la machine-outil, l'usure des outils de coupe, la variation de la masse de la pièce travaillée, les paramètres de coupe (vitesse de rotation, avance, immersion axiale et radiale) ne sont que quelques unes des variables qui affectent ce procédé en occasionnant des vibrations régénératives.

Le présent mémoire a pour objectif l'étude expérimentale de l'usinage à haute vitesse des pièces à parois minces. Des travaux de recherche dans le domaine visent actuellement l'élimination des vibrations régénératives dans ce procédé d'enlèvement de métal à haute performance. L'idée fondamentale est l'étude du comportement vibratoire afin d'identifier les fenêtres d'opération qui offrent, soit le meilleur fini de surface, la meilleure productivité ou une optimisation de ces deux critères. La première partie de notre recherche s'est concentrée sur la caractérisation de la dynamique du procédé et sur l'usure des outils de coupe. La seconde sur l'identification des effets de la variation des divers paramètres de coupe. Finalement, nous avons inclus à nos recherches l'étude de l'effet des fluides de coupe sur le procédé d'usinage.

Spécifiquement, ce mémoire vise l'amélioration de la qualité du fini de surface et l'optimisation du taux d'enlèvement des opérations d'usinage (ébauche et finition) d'une pièce typique à parois minces en alliage d'aluminium 7050 T7451. Les travaux expérimentaux exécutés consistent en l'usinage à haute vitesse de blocs d'aluminium dans lesquels trois (3) plans d'expériences factoriels complets sont utilisés pour analyser les effets et les influences des paramètres d'usinage sur le fini de surface. L'analyse de ces effets permet conjointement l'optimisation du critère de la qualité du fini de surface et du critère de productivité.

Pour exécuter les plans d'expériences selon les règles de l'art, une caractérisation métrologique du centre d'usinage a été effectuée afin de déterminer sa capacité à

rencontrer géométriquement des commandes circulaires théoriques dans les trois (3) plans d'opération. Une caractérisation géométrique a été effectuée pour chacun des outils de coupes hélicoïdaux avant et après expérimentation. Enfin, pour faciliter le choix des niveaux des divers facteurs, nous avons conduit des essais, permettant l'identification dynamique des lobes de stabilité, sur chacun des ensembles machine-outil faisant partie des plans d'expériences.

Après la conception des plans d'expériences, les essais à haute vitesse ont été pilotés sur les pièces d'essais. Les critères de finis de surface  $R_u$  et  $R_{vk}$  ont été mesurés à l'aide d'un rugosimètre. L'analyse de ces mesures a permis d'identifier les effets des divers paramètres de coupe sur le critère de qualité. Les analyses de variances (ANOVA) ont permis l'obtention de six (6) modèles valides pour prédire les finis de surface. Nos travaux ont permis d'éliminer les vibrations régénératives dans les opérations d'usinage du rayon. L'identification des paramètres optimisés a permis d'atteindre un meilleur fini de surface pour la finition des rayons et des parois minces.

## **REMERCIEMENTS**

Je tiens d'abord à remercier mon directeur de maîtrise monsieur Antoine Tahan et mon co-directeur de maîtrise monsieur Victor Songmene pour leur précieux support technique, leur confiance ainsi que leur aide financière durant les deux années sur lesquelles ce projet s'est étalé. Leur grande disponibilité a permis de faire de ce projet industriel un succès qui sera, je l'espère, répété dans le futur.

Je veux aussi diriger des remerciements à messieurs Nicolas Brouillette, Tony Stracia et Simon Bélanger de la compagnie Aviation Lemex. Sans eux, la phase expérimentale du projet aurait été impossible. Leur participation a été primordiale pour la disponibilité des pièces à usiner, la préparation du montage expérimental ainsi que la programmation des divers essais d'usinage. De plus, ces spécialistes de l'usinage se sont occupés de la logistique afin de libérer le centre d'usinage Fidia K411 pour procéder aux essais.

Je souligne la participation spéciale de messieurs Stéphane Chalut, Marc Vézina et de madame Martine Faille-Daoust de la compagnie Bombardier Aéronautique qui m'ont supporté dans l'analyse et l'identification des lobes de stabilité ainsi que pour la caractérisation métrologique du centre d'usinage.

Je tiens à remercier aussi le Centre Québécois de Recherche et de Développement sur l'Aluminium (CQRDA) et monsieur Marc Potvin d'Exact BDI International pour leur support financier.

Finalement, je tiens à remercier spécialement mon épouse Geneviève Tourigny de m'avoir encouragé et supporté tout au long de ce projet ainsi que mes enfants Félix et Cassandra qui ont dû accepter mon manque de disponibilité auprès d'eux.

## TABLE DES MATIÈRES

	Page
SOMMAIRE .....	iii
REMERCIEMENTS .....	v
LISTE DES TABLEAUX.....	ix
LISTE DES FIGURES.....	xi
LISTE DES ABRÉVIATIONS ET SIGLES .....	xviii
INTRODUCTION .....	1
CHAPITRE 1 REVUE DE LITTÉRATURE ET PROBLÉMATIQUE.....	5
1.1 L'usinage à haute vitesse des parois minces: particularités et problèmes .....	5
1.2 Revue de la littérature .....	8
1.2.1 Phénomènes non linéaires de la dynamique d'usinage .....	8
1.2.2 Contrôle actif des vibrations .....	9
1.2.3 Combinaison d'un modèle structural et numérique .....	9
1.2.4 Prédiction du broutage .....	10
1.2.5 Amortissement structural .....	11
1.2.6 Modèles généraux de coupe et lobes de stabilité .....	12
1.2.7 Usure des outils de coupe.....	14
1.2.8 Mouvements incohérents sur la trajectoire de l'outil.....	17
1.2.9 Temps de coupe en mode de vibrations régénératives.....	17
1.2.10 Analyse du fini de surface pour optimisation des paramètres de coupe ..	18
1.2.11 Autres aspects : prédiction des déflexions de la pièce et de la température.....	20
1.2.12 Modélisation de la physique de la coupe orthogonale et oblique .....	21
1.3 Problématique (Problème tel que posé par le partenaire industriel) .....	22
1.4 Conclusion du chapitre 1.....	25
CHAPITRE 2 MÉTHODOLOGIE EXPÉRIMENTALE.....	26
2.1 Machines et outils de coupe .....	26
2.2 Matériau à l'étude .....	30
2.3 Plan d'expériences et conditions de coupe.....	31
2.3.1 Notion théorique sur les plans d'expériences.....	33
2.3.2 Choix des facteurs et leurs niveaux.....	36
2.3.3 Réponses et méthodes de mesure .....	42
2.4 Conclusion du chapitre 2.....	43
CHAPITRE 3 ÉTUDES ET ESSAIS PRÉLIMINAIRES .....	45
3.1 Caractérisation géométrique de la machine à contrôle numérique .....	45
3.2 Caractérisation géométrique des outils de coupe .....	47

3.3	Identification expérimentale des zones de stabilité.....	49
3.4	Validation expérimentale de certaines zones de stabilité.....	51
3.5	Conclusion du chapitre 3.....	57
CHAPITRE 4 RÉSULTATS ET DISCUSSIONS.....		59
4.1	Modélisation analytique.....	59
4.1.1	Fini de surface $R_a$ et $R_{vk}$ du rayon de la pièce.....	61
4.1.1.1	Rugosité de surface moyenne $R_{a\max(1,2,3)}$ .....	68
4.1.1.2	Analyse de l'Estimé de la profondeur des vallées $R_{vk\max(1,2,3)}$ .....	75
4.1.2	Fini de surface des murs intérieurs des pièces.....	82
4.1.2.1	Rugosité moyenne $R_{a2x}$ selon l'abscisse ( $x$ ).....	89
4.1.2.2	Rugosité moyenne $R_{a\max(1,2,3)}$ selon l'abscisse ( $x$ ).....	95
4.1.2.3	Analyse de l'Estimé de la profondeur des vallées $R_{vk\max(1,2,3)}$ selon l'abscisse ( $x$ ).....	102
4.1.2.4	Rugosité moyenne $R_{a\max(1,2,3)}$ selon l'ordonnée ( $y$ ).....	107
4.1.2.5	Estimé de la profondeur des vallées $R_{vk\max(1,2,3)}$ selon l'ordonnée ( $y$ )....	114
4.1.3	Fini de surface des passes d'ébauche.....	118
4.2	Cohérence des modèles.....	119
4.3	Conclusion du chapitre 4.....	126
CONCLUSION.....		133
RECOMMANDATIONS.....		136
ANNEXE 1 OUTILS DE COUPE.....		138
ANNEXE 2 SPÉCIFICATION DU FABRIQUANT (FIDIA K411).....		143
ANNEXE 3 SPÉCIFICATION TECHNIQUE DU RUGOSIMÈTRE MITUTOYO SURFTEST SJ-400.....		147
ANNEXE 4 RÉSULTATS DU BALL BAR TEST SUR LA FIDIA K411.....		149
ANNEXE 5 LOBES DE STABILITÉ ET MODE DE VIBRATION DES OUTILS <i>NIAGARA, SANDVIK COROMANT ET KENNAMETAL</i> .....		174
ANNEXE 6 MATRICES ET VECTEURS DES MODÈLES ANALYTIQUES.....		181
ANNEXE 7 DÉFINITION DE $R_a$ ET $R_{vk}$ .....		196
ANNEXE 8 PUBLICATION PLAN D'EXPÉRIENCES #1.....		199
ANNEXE 9 NOTION THÉORIQUE SUR L'USINAGE.....		211
BIBLIOGRAPHIE.....		243



## LISTE DES TABLEAUX

		Page
Tableau I	Données de balancement des outils de coupe utilisés.....	29
Tableau II	Composition chimique de l’alliage d’aluminium à l’étude Al 7050 T7451 (poids en %).....	31
Tableau III	Description des essais du plan d’expériences #1 avec l’outil ( <i>Imco Streaker End Mill</i> ) en ordre numérique .....	37
Tableau IV	Description des essais du plan #2 avec l’outil <i>Sandvik Coromant</i> en ordre numérique .....	39
Tableau V	Description des essais du plan d’expériences #3 avec l’outil <i>Kennametal</i> en ordre numérique .....	41
Tableau VI	Principaux résultats du <i>ball bar</i> test.....	47
Tableau VII	Caractéristiques géométriques et dimensionnels de l’outil <i>Imco Streaker End Mill</i> . .....	48
Tableau VIII	Proportion des essais de coupe par catégorie de vibration pour l’outil .....	51
Tableau IX	Résultats des essais de coupe pour validation des zones de stabilité avec l’outil <i>Imco Streaker End Mill</i> à 2 flûtes.....	52
Tableau X	Proportion des essais de coupe par catégorie de vibration pour l’outil <i>Sandvik Coromant</i> .....	55
Tableau XI	Résultats des essais de coupe pour validation des zones de stabilité avec.....	55
Tableau XII	Proportion des essais de coupe par catégorie de vibration pour l’outil <i>Kennametal</i> .....	56
Tableau XIII	Résultats des essais de coupe pour validation des zones de stabilité avec.....	57
Tableau XIV	Matrice des résultats de finis de surfaces des rayons dans la direction $x$ en ( $\mu m$ ).....	62
Tableau XV	Résultat des valeurs- $p$ pour comparaison de la moyenne des échantillons .....	64
Tableau XVI	Réglage du niveau des facteurs pour meilleure rugosité moyenne $R_{a_{\max(1,2,3)}}$ et meilleure productivité avec $R_{a_{\max(1,2,3)}} \leq 3.125 \mu m$	75

Tableau XVII	Réglage du niveau des facteurs pour l'optimisation du critère qualité $R_{vk \max(1,2,3)}$ et du taux d'enlèvement d'aluminium.....	82
Tableau XVIII	Matrice des réponses des finis de surfaces des parois minces dans la direction $x$ en $\mu m$ .....	83
Tableau XIX	Matrice des réponses des finis de surfaces des parois minces dans la direction $y$ en $\mu m$ .....	84
Tableau XX	Résultat des valeurs- $p$ pour comparaison de la moyenne des échantillons $R_u$ et $R_{vk}$ par position pour les orientations $x$ et $y$ .....	86
Tableau XXI	Réglage du niveau des facteurs pour la meilleure rugosité moyenne $R_{a2x}$ .....	94
Tableau XXII	Réglage du niveau des facteurs pour la meilleure rugosité moyenne $R_{a \max(1,2,3)}$ selon l'abscisse ( $x$ ) et la meilleure productivité .....	101
Tableau XXIII	Réglage du niveau des facteurs pour le meilleur $R_{vk \max(1,2,3)}$ selon l'abscisse ( $x$ ) et la meilleure productivité.....	107
Tableau XXIV	Réglage du niveau des facteurs pour meilleure rugosité moyenne $R_{a \max(1,2,3)}$ selon l'ordonnée ( $y$ ) et meilleure productivité.....	113
Tableau XXV	Réglage du niveau des facteurs pour l'optimisation des critères de qualité et productivité sur la réponse $R_{vk \max(1,2,3)}$ selon l'ordonnée ( $y$ ).....	117
Tableau XXVI	Comparaison des modèles $R_{a \max(1,2,3)}$ et $R_{vk \max(1,2,3)}$ pour la finition des rayons .....	119
Tableau XXVII	Comparaison des modèles $R_{a2x}$ , $R_{a \max(1,2,3)}$ en fonction de $x$ , $R_{vk \max(1,2,3)}$ en fonction de $x$ , $R_{a \max(1,2,3)}$ en fonction de $y$ et $R_{vk \max(1,2,3)}$ en fonction de $y$ pour la finition des murs intérieurs des pièces .....	126

## LISTE DES FIGURES

		Page
Figure 1	Longeron après usinage à haute vitesse par un centre d'usinage à cinq (5) axes commandés numériquement.....	3
Figure 2	Exemple de représentation graphique des lobes de stabilité.....	6
Figure 3	Défauts de surface dans les rayons et les parois minces du longeron .....	23
Figure 4	Centre d'usinage cinq (5) axes à commandes numériques Fidia K411 C20 .....	27
Figure 5	Illustration des quatre (4) outils de coupe à l'étude .....	28
Figure 6	Machine à balancer les outils de coupe Rego-fix modèle 3.BMT200-1-S40 .....	30
Figure 7	Illustration de la localisation des trois (3) plans d'expériences dans la pièce usinée.....	32
Figure 8	Illustration graphique de la pièce typique retenue pour effectuer les essais.....	33
Figure 9	Modèle général d'un processus ou d'un système.....	34
Figure 10	Plan d'expériences #1 ( finition des rayons de la pièce usinée)..	37
Figure 11	Plan #2 de la finition des parois minces de la pièce usinée .....	40
Figure 12	Plan d'expériences #3 des passes d'ébauche de la pièce usinée	41
Figure 13	Illustration des positions de lectures des finis de surface .....	43
Figure 14	Organigramme des études et essais préliminaires.....	45
Figure 15	Essais <i>Ball bar</i> avec l'équipement QC10 de Renishaw .....	46
Figure 16	Dessin de modification de l'outil standard <i>Imco Streaker End Mill</i> .....	48
Figure 17	Test d'impact pour identification des modes de vibration sur l'outil <i>Sandvik Coromant</i> .....	50
Figure 18	Lobes de stabilité Fidia K411- <i>Imco Streaker End Mill</i> 33572 1247CR .....	50
Figure 19	Illustration des tests de coupe et leur état vibratoire pour l'outil <i>Imco Streaker End Mill</i> à deux (2) flûtes .....	53

Figure 20	Comparaison de la position des lobes de stabilité entre deux (2) positions de la broche pour l'outil <i>Niagara End Mill</i> à trois (3) flûtes.....	54
Figure 21	Organigramme de la modélisation analytique du projet .....	59
Figure 22	Moyenne ( $\mu$ ) des échantillons sous comparaison au moyen du test $t$ de Student pour le plan d'expérience #1 .....	63
Figure 23	Boîtes de dispersion des données résultantes des tests $t$ de Student à deux (2) échantillons pour le plan d'expérience #1 ...	66
Figure 24	Photos par microscope à balayage électronique de l'outil <i>Imco Streaker End Mill</i> après essais .....	68
Figure 25	Graphique des effets principaux sur $R_{a\max(1,2,3)}$ ( $\mu m$ ).....	69
Figure 26	Graphique des interactions sur le $R_{a\max(1,2,3)}$ ( $\mu m$ ).....	70
Figure 27	Graphique de comparaison entre les résultats du modèle vs résultats expérimentaux pour $R_{a\max(1,2,3)}$ .....	71
Figure 28	Graphiques de validation de la normalité des résidus $R_{a\max(1,2,3)}$	72
Figure 29	$R_{a\max(1,2,3)}$ vs Vitesse de la broche et Profondeur de coupe axiale .....	73
Figure 30	$R_{a\max(1,2,3)}$ vs Avance par dent et Profondeur de coupe axiale....	74
Figure 31	$R_{a\max(1,2,3)}$ vs Avance par dent et Vitesse de la broche .....	74
Figure 32	Graphique des effets principaux sur $R_{vk\max(1,2,3)}$ ( $\mu m$ ).....	76
Figure 33	Graphique des interactions principales sur $R_{vk\max(1,2,3)}$ ( $\mu m$ ) ....	77
Figure 34	Graphique de comparaison entre les résultats du modèle vs résultats expérimentaux pour $R_{vk\max(1,2,3)}$ .....	78
Figure 35	Graphiques de validation de la normalité des résidus $R_{vk\max(1,2,3)}$ .....	79
Figure 36	$R_{vk\max(1,2,3)}$ vs Vitesse de la broche et Profondeur de coupe axiale .....	80
Figure 37	$R_{vk\max(1,2,3)}$ vs Profondeur de coupe axiale et Avance par dent...	81
Figure 38	$R_{vk\max(1,2,3)}$ vs Vitesse de la broche et Avance par dent.....	81

Figure 39	Moyenne ( $\mu$ ) des échantillons sous comparaison au moyen du test $t$ de Student pour le plan d'expérience #2 .....85
Figure 40	Boîtes de dispersion des données résultantes des tests $t$ de Student pour $R_{a1x}, R_{a2x}, R_{a3x}$ et $R_{a1y}, R_{a2y}, R_{a3y}$ du plan d'expérience #2 .....87
Figure 41	Boîtes de dispersion des données résultantes des tests $t$ de Student pour $R_{vk1x}, R_{vk2x}, R_{vk3x}$ et $R_{vk1y}, R_{vk2y}, R_{vk3y}$ du plan d'expérience #2 .....88
Figure 42	Graphique des effets principaux sur $R_{a2x}$ ( $\mu m$ ) .....90
Figure 43	Graphique des interactions principales sur $R_{a2x}$ ( $\mu m$ ) .....91
Figure 44	Graphique de comparaison entre les résultats du modèle vs résultats réels pour $R_{a2x}$ .....92
Figure 45	Graphiques de validation de la normalité des résidus $R_{a2x}$ .....93
Figure 46	$R_{a2x}$ vs Vitesse de broche et Profondeur de coupe axiale .....94
Figure 47	Graphique des effets principaux sur $R_{a\max(1,2,3)}$ ( $\mu m$ ) selon l'abscisse ( $x$ ) .....96
Figure 48	Graphique des interactions principales sur $R_{a\max(1,2,3)}$ ( $\mu m$ ) selon l'abscisse ( $x$ ) .....97
Figure 49	Graphique de comparaison entre les résultats du modèle vs résultats réels pour $R_{a\max(1,2,3)}$ selon l'abscisse ( $x$ ) .....98
Figure 50	Graphiques de validation de la normalité des résidus $R_{a\max(1,2,3)}$ selon l'abscisse ( $x$ ) .....99
Figure 51	$R_{a\max(1,2,3)}$ selon l'abscisse ( $x$ ) vs Avance par dent et Profondeur de coupe axiale .....100
Figure 52	$R_{a\max(1,2,3)}$ selon l'abscisse ( $x$ ) vs Vitesse de broche et Profondeur de coupe axiale .....100
Figure 53	$R_{a\max(1,2,3)}$ selon l'abscisse ( $x$ ) vs Avance par dent et Vitesse de broche .....101
Figure 54	Graphique des effets principaux sur $R_{vk\max(1,2,3)}$ ( $\mu m$ ) selon l'abscisse ( $x$ ) .....103

Figure 55	Graphique des interactions principales sur $R_{vk \max(1,2,3)} (\mu m)$ selon l'abscisse (x).....	104
Figure 56	Graphique de comparaison entre les résultats du modèle vs résultats réels pour $R_{vk \max(1,2,3)}$ selon l'abscisse (x) .....	105
Figure 57	Graphiques de validation de la normalité des résidus $R_{vk \max(1,2,3)}$ selon l'abscisse (x) .....	106
Figure 58	$R_{vk \max(1,2,3)}$ selon l'abscisse (x) vs Vitesse de broche et Profondeur de coupe axiale.....	107
Figure 59	Graphique des effets principaux sur $R_{a \max(1,2,3)} (\mu m)$ selon l'ordonnée (y).....	108
Figure 60	Graphiques des interactions principales sur $R_{a \max(1,2,3)} (\mu m)$ selon l'ordonnée (y).....	109
Figure 61	Graphique de comparaison entre les résultats du modèle vs résultats réels pour $R_{a \max(1,2,3)}$ selon l'ordonnée (y).....	110
Figure 62	Graphiques de validation de la normalité des résidus $R_{a \max(1,2,3)}$ selon l'ordonnée (y).....	111
Figure 63	$R_{a \max(1,2,3)}$ selon l'ordonnée (y) vs Vitesse de broche et Avance par dent.....	112
Figure 64	$R_{a \max(1,2,3)}$ selon l'ordonnée (y) vs Avance par dent et Profondeur de coupe axiale.....	112
Figure 65	$R_{a \max(1,2,3)}$ selon l'ordonnée (y) vs Vitesse de broche et Profondeur de coupe axiale.....	113
Figure 66	Graphique des effets principaux sur $R_{vk \max(1,2,3)} (\mu m)$ selon l'ordonnée (y) .....	114
Figure 67	Graphique des interactions principales sur $R_{vk \max(1,2,3)} (\mu m)$ selon l'ordonnée (y) .....	115
Figure 68	Graphique de comparaison entre les résultats du modèle vs résultats expérimentaux pour $R_{vk \max(1,2,3)} (\mu m)$ selon l'ordonnée (y) .....	116
Figure 69	Graphiques de validation de la normalité des résidus $R_{a \max(1,2,3)}$ .....	117

Figure 70	$R_{vk \max(1,2,3)}$ selon l'ordonnée ( $y$ ) vs Avance par dent et Profondeur de coupe axiale.....	118
Figure 71	Comparaison des modèles avec les données expérimentales pour le rayon.....	120
Figure 72	Effets de l'Avance par dent et de la Vitesse de broche.....	121
Figure 73	Profil de la surface du rayon pour Avance par dent et Vitesse de broche maximales.....	122
Figure 74	Profil de la surface du rayon pour Avance par dent et Vitesse de broche minimales .....	122
Figure 75	Comparaison des modèles avec les données expérimentales pour la finition des parois minces.....	125
Figure 76	Comparaison des taux d'enlèvement d'aluminium avant et après optimisation pour le rayon .....	130
Figure 77	Comparaison des taux d'enlèvement d'aluminium avant et après optimisation pour les parois minces.....	130
Figure 78	Comparaison de la qualité du fini de surface avant et après optimisation.....	131
Figure 79	Illustration récapitulative des effets des paramètres sur les finis de surface .....	132
Figure 80	Outil de coupe <i>Imco Streaker End Mill</i> deux (2) flûtes pour finition du rayon.....	139
Figure 81	Outil de coupe <i>Niagara End Mill</i> à trois (3) flûtes pour finition du rayon.....	140
Figure 82	Outil <i>Sandvik Coromant</i> à deux (2) pastilles pour finition des parois minces.....	141
Figure 83	Outil de coupe <i>Kennametal</i> pour passe d'ébauche .....	142
Figure 84	Dessin des vues en élévation et en plan du centre d'usinage Fidia K411 .....	144
Figure 85	Données techniques du centre d'usinage Fidia K411 .....	144
Figure 86	Données techniques de la tête d'usinage du centre d'usinage Fidia K411.....	145
Figure 87	Description du contrôleur C20 installé sur le centre d'usinage Fidia K411.....	146
Figure 88	Fiche technique Surfrest Mitutoyo SJ400 .....	148
Figure 89	Rapport <i>Ball bar</i> test plan $xy$ position $x$ - page 1 .....	150

Figure 90	Rapport <i>Ball bar</i> test plan <i>xy</i> position <i>x-</i> page 2 ..... 151
Figure 91	Rapport <i>Ball bar</i> test plan <i>xy</i> position <i>x-</i> page 3 ..... 152
Figure 92	Rapport <i>Ball bar</i> test plan <i>xy</i> position <i>x-</i> page 4 ..... 153
Figure 93	Rapport <i>Ball bar</i> test plan <i>xy</i> position <i>x+</i> page 1 ..... 154
Figure 94	Rapport <i>Ball bar</i> test plan <i>xy</i> position <i>x+</i> page 2 ..... 155
Figure 95	Rapport <i>Ball bar</i> test plan <i>xy</i> position <i>x+</i> page 3 ..... 156
Figure 96	Rapport <i>Ball bar</i> test plan <i>xy</i> position <i>x+</i> page 4 ..... 157
Figure 97	Rapport <i>Ball bar</i> test plan <i>yz</i> position <i>x-</i> page 1 ..... 158
Figure 98	Rapport <i>Ball bar</i> test plan <i>yz</i> position <i>x-</i> page 2 ..... 159
Figure 99	Rapport <i>Ball bar</i> test plan <i>yz</i> position <i>x-</i> page 3 ..... 160
Figure 100	Rapport <i>Ball bar</i> test plan <i>yz</i> position <i>x-</i> page 4 ..... 161
Figure 101	Rapport <i>Ball bar</i> test plan <i>yz</i> position <i>x+</i> page 1 ..... 162
Figure 102	Rapport <i>Ball bar</i> test plan <i>yz</i> position <i>x+</i> page 2 ..... 163
Figure 103	Rapport <i>Ball bar</i> test plan <i>yz</i> position <i>x+</i> page 3 ..... 164
Figure 104	Rapport <i>Ball bar</i> test plan <i>yz</i> position <i>x+</i> page 4 ..... 165
Figure 105	Rapport <i>Ball bar</i> test plan <i>zx</i> position <i>x-</i> page 1 ..... 166
Figure 106	Rapport <i>Ball bar</i> test plan <i>zx</i> position <i>x-</i> page 2 ..... 167
Figure 107	Rapport <i>Ball bar</i> test plan <i>zx</i> position <i>x-</i> page 3 ..... 168
Figure 108	Rapport <i>Ball bar</i> test plan <i>zx</i> position <i>x-</i> page 4 ..... 169
Figure 109	Rapport <i>Ball bar</i> test plan <i>zx</i> position <i>x+</i> page 1 ..... 170
Figure 110	Rapport <i>Ball bar</i> test plan <i>zx</i> position <i>x+</i> page 2 ..... 171
Figure 111	Rapport <i>Ball bar</i> test plan <i>zx</i> position <i>x+</i> page 3 ..... 172
Figure 112	Rapport <i>Ball bar</i> test plan <i>zx</i> position <i>x+</i> page 4 ..... 173
Figure 113	Graphique de l'amplitude vibratoire en fonction de la fréquence dans le sens de l'axe <i>y</i> pour l'outil <i>Imco Streaker End Mill</i> .... 175
Figure 114	Graphique de l'amplitude vibratoire en fonction de la fréquence dans le sens de l'axe <i>x</i> pour l'outil <i>Imco Streaker End Mill</i> .... 175
Figure 115	Lobes de stabilité pour l'outil <i>Niagara End Mill</i> à trois (3) flûtes avec immersion latérale de 7.112 mm..... 176
Figure 116	Mode de vibration pour l'outil <i>Niagara End Mill</i> trois (3) flûtes dans la direction de l'axe des <i>x</i> (855 Hz) ..... 176



Figure 117	Mode de vibration pour l'outil <i>Niagara End Mill</i> trois (3) flûtes dans la direction de l'axe des $y$ (844 Hz) ..... 177
Figure 118	Lobes de stabilité pour l'outil <i>Sandvik Coromant</i> avec une immersion latérale de 3.175 mm ..... 177
Figure 119	Mode de vibration pour l'outil <i>Sandvik Coromant</i> dans la direction de l'axe des $x$ (730 Hz) ..... 178
Figure 120	Mode de vibration pour l'outil <i>Sandvik Coromant</i> dans la direction de l'axe des $y$ (750 Hz) ..... 178
Figure 121	Lobes de stabilité pour l'outil <i>Kennametal</i> avec une immersion latérale de 25 mm ..... 179
Figure 122	Mode de vibration pour l'outil <i>Kennametal</i> dans la direction de l'axe des $x$ (730 Hz) ..... 179
Figure 123	Mode de vibration pour l'outil <i>Kennametal</i> dans la direction de l'axe des $y$ (750 Hz) ..... 180
Figure 124	Représentation graphique pour le calcul de la rugosité moyenne $R_a$ ..... 197
Figure 125	Représentation graphique de l'aire de roulement de la courbe ..... 198
Figure 126	Modèles géométriques de coupe orthogonale et oblique ..... 213
Figure 127	Identification des zones de déformation et distribution de la charge sur la face de dépouille ..... 214
Figure 128	Mécanique de la coupe orthogonale ..... 216
Figure 129	Géométrie du processus de coupe oblique ..... 228
Figure 130	Diagrammes de force, vitesse et cisaillement en coupe oblique ..... 229
Figure 131	Processus de résolution des équations pour coupe oblique ..... 231
Figure 132	Types d'usinage a) Fraisage, b) Surfaçage ..... 235
Figure 133	Méthodes d'usinage ..... 236
Figure 134	Modèle géométrique général de l'usinage de bout ..... 237
Figure 135	Système d'acquisition pour la fréquence du mode de vibration principal ..... 240

## LISTE DES ABRÉVIATIONS ET SIGLES

$\alpha_{ixj}^k$	Vecteurs des coefficients pour les modèles des finis de surface de la pièce usinée
$\alpha$	Erreur d'hypothèse de type I, $P$ (rejet de $H_0 \mid H_0$ est vrai)
$\alpha_n$	Angle de dépouille normal
$\alpha_r$	Angle de dépouille de l'outil de coupe
$\beta_{ixj}^k$	Matrices des unités codées pour les modèles des finis de surface de la pièce usinée
k=I	Modèle de prédiction de la rugosité moyenne $R_{a \max(1,2,3)}$ du rayon intérieur de la pièce usinée
k=II	Modèle de prédiction de l'estimé de la profondeur des vallées $R_{vk \max(1,2,3)}$ du rayon intérieur de la pièce usinée
k=III	Modèle de prédiction de la rugosité moyenne $R_{a2x}$ du rayon intérieur de la pièce usinée
k=IV	Modèle de prédiction de la rugosité moyenne $R_{a \max(1,2,3)}$ de la finition des parois minces de la pièce dans l'orientation de l'abscisse (x)
k=V	Modèle de prédiction de l'estimé de la profondeur des vallées $R_{vk \max(1,2,3)}$ de la finition des parois minces de la pièce dans l'orientation de l'abscisse (x)
k=VI	Modèle de prédiction de la rugosité moyenne $R_{a \max(1,2,3)}$ de la finition des parois minces de la pièce dans l'orientation de l'ordonnée (y)
k=VII	Modèle de prédiction de l'estimé de la profondeur des vallées $R_{vk \max(1,2,3)}$ de la finition des parois minces de la pièce dans l'orientation de l'ordonnée (y)
$\beta_a$	Angle moyen de friction entre la face de dépouille de l'outil de coupe et le copeau

$\gamma_s$	Déformation occasionnée par le cisaillement
$\delta$	Rapport entre l'épaisseur de la couche plastique et l'épaisseur du copeau déformé
$\Delta d$	Épaisseur du plan de cisaillement
$\Delta t$	Intervalle de temps
$\Delta T_c$	Augmentation moyenne de la température dans le copeau
$\Delta T_m$	Augmentation de la température dans le copeau à l'interface de l'outil
$\varepsilon$	Changement de phase entre les deux (2) points les plus éloignés de l'amplitude de vibration
$\eta$	Angle entre la vitesse du copeau et la face de dépouille de l'outil de coupe
$\theta_i$	Angle entre la force résultante et le plan normal
$\theta_n$	Angle entre l'axe $x$ et la projection de la force résultante sur le plan normal
$\kappa$	Immersion radiale de l'outil de coupe
$\lambda_h$	Facteur de travail imposé à l'extérieur de la zone de cisaillement infiniment mince ( $0 \leq \lambda_h \leq 1$ )
$\lambda_s$	Proportion de la chaleur transférée à la pièce travaillée
$\lambda_{mt}$	Facteur de correction empirique pour la variation de température sur la longueur de contact entre le copeau et la face de dépouille de l'outil de coupe
$\Lambda_R$	Valeur propre réelle
$\mu_a$	Coefficient de friction moyen
$\nu$	Rapport d'interpolation dans la plage ( $0 < \nu < 1$ )
$\rho$	Densité spécifique du matériau
$\sigma_s$	Contrainte normale au plan de cisaillement

$\tau_s$	Contrainte de cisaillement
$\phi_c$	Angle de cisaillement entre la vitesse d'avance et le plan de cisaillement
$\phi_i$	Angle entre la vitesse de cisaillement et le plan $xy$
$\phi_n$	Angle de cisaillement normal
$\phi_{st}$	Angle d'entrée du couteau dans la pièce
$\phi_{ex}$	Angle de sortie du couteau dans la pièce
$\phi$	Profondeur de coupe axiale
$\Omega$	Vitesse de rotation de la broche
$A_s$	Aire de la surface du plan de cisaillement
$b$	Largeur du copeau
$c_s$	Coefficient de chaleur spécifique au matériau
$c_t$	Conductivité thermique du matériau
$dF_a$	Force différentielle axiale
$dF_r$	Force différentielle radiale
$dF_t$	Force différentielle tangentielle
$dS$	Longueur de l'arête de coupe
$D$	Diamètre de l'outil de coupe
$F_t$	Force tangentielle
$F_f$	Force d'avance
$F_r$	Force radiale
$F$	Force résultante
$F_s$	Force de cisaillement
$F_n$	Force normale
$F_v$	Force normale à la face de dépouille de l'outil de coupe

$F_u$	Force de friction entre le copeau et la face de dépouille de l'outil de coupe
$F_x$	Force selon l'axe $x$
$F_y$	Force selon l'axe $y$
$F_z$	Force selon l'axe $z$
$H_0$	Test d'hypothèse nulle
$h$	Profondeur de coupe
$h_c$	Épaisseur du copeau déformé
$i$	Angle d'inclinaison de l'outil de coupe du modèle de coupe oblique
$K_{te}$	Coefficient tangentiel de la force appliquée
$K_{re}$	Coefficient radial de la force appliquée
$K_{ae}$	Coefficient axial de la force appliquée
$K_{tc}$	Coefficient tangentiel de la force de cisaillement
$K_{rc}$	Coefficient radial de la force de cisaillement
$K_{ac}$	Coefficient axial de la force de cisaillement
$K_t$	Coefficient de coupe statique tangentiel
$l_t$	Longueur totale de contact entre le copeau et la face de dépouille de l'outil de coupe
$L_c$	Longueur du plan de cisaillement
$m_c$	Taux d'enlèvement de métal massique
$N_f$	Nombre de flûte
$n$	Vitesse linéaire de la broche
$p$	Probabilité d'effectuer une erreur type $\alpha$ sur l'hypothèse nulle
$P_n$	Plan normal $xz$
$P_s$	Puissance consommée dans le plan de cisaillement

$P_t$	Puissance totale
$P_t'$	Puissance de coupe adimensionnelle
$P_u$	Puissance de friction consommée entre le copeau et l'outil de coupe
$P_v$	Plan de vélocité
$Q_c$	Taux d'enlèvement de métal volumique
$r_c$	Ratio de compression du copeau
$R_a$	Rugosité moyenne de la surface
$R_{aq}$	Rugosité moyenne de la surface à la position q du rayon sur la pièce usinée où q = 1, 2 ou 3
$R_{aqu}$	Rugosité moyenne de la surface à la position q dans la direction u sur la paroi mince des pièces usinées où q = 1, 2 ou 3 et u = abscisse (x) ou ordonnée (y)
$R_{a\max(1,2,3)}$	Valeur maximale entre les positions 1, 2 et 3 de la rugosité de surface moyenne
$R_T$	Rapport entre $\rho c_s V h$ et $c_t$
$R_{vk}$	Estimé de la profondeur des vallées
$R_{vq}$	Estimé de la profondeur des vallées à la position q du rayon sur la pièce usinée où q = 1, 2 ou 3
$R_{vqu}$	Estimé de la profondeur des vallées à la position q dans la direction u sur la paroi mince des pièces usinées où q = 1, 2 ou 3 et u = abscisse (x) ou ordonnée (y)
$R_{vk\max(1,2,3)}$	Valeur maximale entre les positions 1, 2 et 3 de l'estimé de la profondeur des vallées
$T$	Période de passage d'une dent de l'outil
$T_s$	Température du plan de cisaillement
$\Delta T_c$	Augmentation moyenne de la température dans le copeau

$\Delta T_m$	Augmentation de la température dans le copeau à l'interface de l'outil
$T_r$	Température ambiante
$T_{int}$	Température moyenne entre le copeau et la face de dépouille de l'outil de coupe
$V$	Vitesse d'avance
$V_c$	Vitesse du copeau
$V_s$	Vitesse de cisaillement
$w$	Compteur d'itération

## INTRODUCTION

La coupe du métal est aujourd'hui la méthode de mise en forme la plus utilisée dans le domaine de la fabrication des pièces. Cette méthode permet l'obtention de géométries complexes et offre une excellente précision dimensionnelle du produit fini. Les technologies d'usinage se développent rapidement en parallèle avec l'avancement de l'informatique et des systèmes de contrôle numérique. Par contre, la précision et la rapidité d'usinage des machines peuvent être affectées par le parcours de l'outil tel qu'imposé par le programmeur et les contrôleurs numériques, par les paramètres de coupes, par la géométrie des outils, par le type de matériau usiné et par la rigidité structurale du centre d'usinage tel que spécifié par Altintas [1].

Les nouveaux principes de gestion dans l'industrie cherchent à réduire le coût total d'acquisition des pièces. Les coûts de fabrication, d'achat, d'entreposage, de maintenance et de garantie sont ainsi ciblés. Aussi ces coûts sont directement influencés par les vitesses de production et les cycles de vie des pièces. L'usinage à haute vitesse (HSM) devient donc une méthode privilégiée pour une fabrication concurrentielle et attrayante au sein de l'industrie aéronautique. L'optimisation des paramètres d'usinage à haute vitesse permet théoriquement d'obtenir de meilleurs taux d'enlèvement de métal tout en garantissant les finis de surfaces exigés. Par contre, cette méthode de fabrication révèle des zones d'instabilité qui occasionnent des déviations micro géométriques et macro géométriques qui résultent en défauts respectifs de fini de surface, de forme et de profil.

Le phénomène des vibrations régénératives (broutage) dans les processus d'usinage à haute vitesse est la cause d'une sévère limitation de l'usage réelle des machines-outils en comparaison avec leurs capacités théoriques. Depuis plus d'une décennie, plusieurs travaux de recherche ont été réalisés dans l'objectif d'identifier les zones de stabilité, et donc de performance, des machines-outils. Parmi eux, Altintas et Engin [2-4] ainsi que Solis [5] ont participé et contribué significativement à ces travaux. Ainsi, divers modèles



ont été développés pour identifier les zones de stabilité de faible amplitude vibratoire et celles où le risque d'instabilité vibratoire est élevé. La méthodologie est basée sur le comportement dynamique de la machine-outil-pièce, l'épaisseur des copeaux et les forces de coupe. Plusieurs stratégies de contrôle des vibrations régénératives peuvent être utilisées telles que la variation des paramètres de coupe, l'amélioration de la rigidité des broches, le contrôle passif de la vibration et même le contrôle actif en injectant une contre vibration telle que proposée par Haase [6]. Malgré tous ces efforts, la stabilité du procédé peut être affectée par les variations paramétriques de l'environnement immédiat à l'ensemble machine-outil-pièce. De même que par l'environnement évolutif de cet ensemble qui est la conséquence de la nature intrinsèque du procédé. L'usure des outils de coupe, le déplacement de la broche sur les axes de la machine et le changement dans la rigidité des parois de la pièce lors de l'usinage ne sont que quelques-uns des paramètres qui influencent la performance de l'usinage à haute vitesse.

Certains travaux tels que ceux de Haber [7] se sont concentrés sur l'usure des outils de coupe afin d'établir des modèles de prédiction pour ainsi permettre un changement optimal de l'outillage avant que le seuil critique d'usure ne soit atteint et que la pièce ne soit affectée par des vibrations occasionnées par ce dernier. Par contre, ces travaux ont été effectués sur des outils spécifiques alors que l'industrie en possède un large inventaire.

La détermination des paramètres optimaux d'usinage tels que la profondeur de coupe, la vitesse de la broche, l'avance par dent a été la cible de plusieurs recherches. Ces paramètres sont réputés pour avoir une influence significative sur l'état vibratoire du processus. Certaines méthodes utilisant l'analyse statistique des résultats expérimentaux ont été utilisées par Thomas et Al. [8] ainsi que Ghani [9] pour établir des modèles d'optimisation par le biais des plans d'expérimentation factoriels ou selon la méthode de Taguchi. Les résultats de ces recherches permettent de démontrer l'importance que peuvent avoir les divers paramètres de coupe sur le fini de surface d'une pièce usinée.

Le présent mémoire propose une étude expérimentale exhaustive de l'usinage à haute vitesse dans l'alliage d'aluminium 7050 T7451. Cet alliage est utilisé dans la fabrication des structures d'avion lesquelles sont composées d'une multitude de poches à murs minces (Figure 1). Ces pièces jouent un rôle structural de première importance au niveau du support des ailes.



Figure 1 Longeron après usinage à haute vitesse par un centre d'usinage à cinq (5) axes commandés numériquement

Notre étude a pour principal objectif la modélisation des paramètres de coupe afin d'obtenir un état de surface optimal lors des passes de finition des rayons (zones de concentration de contraintes), des passes de finition des murs et des passes d'ébauche. Ces surfaces sont fabriquées avec des outils de coupe de longue portance à deux (2) flûtes ou des fraises à deux (2) pastilles et quatre (4) pastilles. Ces outils à longue portance sont susceptibles de subir de la déflexion lors de l'application de force de coupe élevée.

La méthode des plans d'expériences factoriels a été utilisée pour cette étude afin d'identifier les modèles mathématiques qui permettront de déterminer les paramètres d'usinage optimaux (respect d'un fini de surface avec un taux d'enlèvement de métal maximal).

Le présent mémoire est structuré comme suit :

- Chapitre 1 : Revue de littérature et problématique.
- Chapitre 2 : Méthodologie expérimentale.
- Chapitre 3 : Études et essais préliminaires.
- Chapitre 4 : Résultats et Discussions
- Conclusions
- Recommandations

Le prochain chapitre présente les particularités et problématiques liées à l'usinage haute vitesse des parois minces. Ces dernières sont définies dans le but d'exposer le fondement des travaux effectués depuis plus d'une décennie. La revue de l'état de l'art exposée dans ce chapitre fait foi de l'effort accompli jusqu'à nos jours par la communauté afin de trouver des solutions aux problèmes d'usinage à haute vitesse. La problématique spécifique visée par les travaux présentés dans ce mémoire est aussi exposée.

## CHAPITRE 1

### REVUE DE LITTÉRATURE ET PROBLÉMATIQUE

#### 1.1 L'usinage à haute vitesse des parois minces: particularités et problèmes

L'usinage à haute vitesse des pièces à parois minces s'avère être problématique lorsque les zones de stabilité qui permettent de discerner l'état des vibrations régénératives (*Broutage*) de l'état d'usinage stable (sans vibration régénérative) ne sont pas définies. En effet, les parois minces offrent une rigidité structurale sensiblement inférieure à celle des parois de plus grande épaisseur. Cela a pour conséquence l'apparition des vibrations régénératives dues à une variation des efforts de coupe. D'après Solis [5], le problème le plus commun en usinage haute vitesse est l'apparition de déformations dynamiques causées par les vibrations structurales entre l'outil et la pièce travaillée. Chacune des passes des flûtes de l'outil laisse une trace modulée à la surface de la pièce. Cette trace résulte en une variation de l'épaisseur des copeaux et par la même occasion provoque le phénomène des vibrations régénératives. L'apparition du broutage occasionne une usure prématurée de l'outil de coupe et peut même causer sa perte par bris mécanique. De plus, ce phénomène est responsable d'un fini de surface de piètre qualité et peut, à la limite, endommager la broche du centre d'usinage d'après King [10]. Le premier réflexe dans l'industrie de l'usinage est de diminuer les vitesses de broche et autres paramètres de coupe jusqu'à la disparition des vibrations régénératives. Cette approche aura forcément une influence négative sur la productivité. Une méthode proposée par Altintas et Budak [11] consiste à identifier les zones de stabilité en se basant sur la rigidité et l'amortissement de la structure afin d'être en mesure de déterminer les paramètres optimaux du processus d'usinage à haute vitesse.

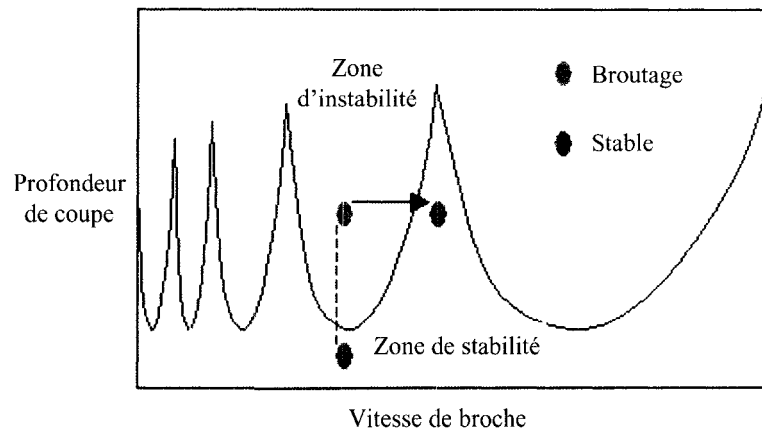


Figure 1: Example stability lobe diagram

Figure 2 Exemple de représentation graphique des lobes de stabilité.

Les lobes de stabilité représentent un moyen efficace pour trouver, d'une manière approximative, la limite maximale d'opération sans broutage. À cause de sa complexité et de la nécessité d'avoir des ressources techniques et humaines hautement qualifiées, cette méthode est employée principalement dans le milieu scientifique et dans les grandes entreprises. Elle gagne aussi à être connue par les PME car elle permet de cibler immédiatement les zones d'intérêts plutôt que de procéder par essai-erreur. Ceci limite énormément la productivité des nouveaux centres d'usinage. En effet, l'expérimentateur a alors tendance à conclure que les capacités maximales sont atteintes au moment de la rencontre d'une zone d'instabilité par l'augmentation de la vitesse de broche pour une profondeur de coupe axiale relativement élevée et constante.

Les murs minces sont par définition des parois qui offrent une flexibilité supérieure aux parois épaisses. Lors de l'application des efforts de coupe elles ont tendance à vibrer. Ce phénomène crée une dynamique vibratoire entre l'outil et la pièce. Les parois minces sont utilisées surtout dans les domaines d'application (Aéronautique, Aérospatial) où une forte rigidité structurale combinée à une faible masse est requise. Les pièces plus massives offrent un coefficient d'amortissement plus élevé que les parois minces. Leur résistance aux impacts répétés des dents de l'outil de coupe est alors plus grande que

pour les pièces à parois minces. L'une des problématiques de l'usinage est la difficulté de tenir compte de la variation de la rigidité de la pièce. En effet, plus la pièce est allégée plus son coefficient d'amortissement diminue. Un procédé d'usinage peut donc être stable lorsque son opération débute et devient instable dans le temps. Très peu de travaux de recherche considèrent la variation de la masse de la pièce avec la dynamique vibratoire de la machine-outil.

L'usinage à haute vitesse présente également une problématique relative à l'usure rapide des outils de coupe. En effet, l'usure de l'outil dans le temps fait varier l'effort de coupe. L'usure peut donc provoquer un changement dans la stabilité du processus pour ainsi créer des vibrations régénératives. Le phénomène d'usure est inhérent au procédé d'usinage et peut se produire graduellement ou subitement par bris mécanique de l'outil. L'usure graduelle peut se produire par adhésion, abrasion ou diffusion sur la face de dépouille ou sur le côté de l'outil. Le contact entre la face de coupe et le copeau produit un cratère alors que l'usure à la face de dépouille est occasionnée par sa friction avec la pièce usinée. Les divers types d'usure ont été étudiés par Dolinsek, Sustarsic et Kopac [12] ainsi que par Liu, Ai, Zhang Wang et Wan [13]. L'étude menée par Byrne, Dornfeld, Inasaki, Ketteler, König et Teti [14] a permis de statuer sur de faibles taux de succès (50%, 28%, 22%) à détecter le niveau critique d'usure de l'outil de coupe par les systèmes de supervision du processus. D'autres auteurs tels que Haber et Alique [7, 15] ont dirigé leurs efforts de développement sur des méthodes de prédiction de l'usure des outils de coupe afin de prévoir le moment critique nécessaire au changement de l'outil. Leurs efforts ont surtout visé l'amélioration des capacités de diagnostique des machines et des inconsistances occasionnées par les variations du processus.

La prochaine section présente au lecteur l'état de l'art afin d'étaler l'avancement technologique accomplie par la communauté scientifique dans le domaine d'intérêt depuis plus d'une décennie.

## 1.2 Revue de la littérature

Depuis un peu plus d'une décennie, la technologie de l'usinage haute vitesse a grandement évoluée. Les centres d'usinage offrent des systèmes de contrôle numérique plus performants et les broches permettent des vitesses de rotation plus élevées (60 000 rpm)<sup>1</sup> alors que l'usinage traditionnel se produit à l'intérieur d'une plage de vitesse de rotation inférieure à 10 000 rpm. Les recherches dans ce domaine d'expertise ont aussi fait un bond technologique important depuis les dix (10) dernières années. Ces recherches ayant pour objectif principal de comprendre, donc de contrôler, les phénomènes qui occasionnent les vibrations régénératives lors de l'usinage à haute vitesse. Ces vibrations régénératives sont la cause de mauvais fini de surface, de microdéformation géométrique dans la pièce, d'usure prématurée des outils de coupe et d'une diminution significative de la durée de vie de la broche du centre d'usinage. Pour exposer l'état de l'art nous avons regroupé les travaux de recherche sous 15 secteurs d'activité présentés aux sections 1.3.1 à 1.3.15.

### 1.2.1 Phénomènes non linéaires de la dynamique d'usinage

La flexibilité de la pièce usinée, les hautes fréquences de fonctionnement de la broche et les impacts non linéaires inhérents au processus complexifient les interactions dynamiques entre l'outil de coupe et la pièce travaillée. Davies et Balachandran [16, 17] en 1996 et 2000 confirment que plusieurs phénomènes non linéaires affectent le comportement dynamique de l'usinage. Ces phénomènes non linéaires sont identifiés par la mécanique de la coupe, le comportement de la machine et les impacts produits par la nature intermittente de la coupe. D'ailleurs Davies [16] a démontré que les impacts produits par l'intermittence de la coupe s'approprient une proportion dominante de la

---

<sup>1</sup> Des vitesses de l'ordre de 40 000 à 60 000 RPM sont présentement proposées pour usage industriel.

Références : Fidia, Makino,...

cause des vibrations dans le processus où la rotation de l'outil peut exciter les modes de vibration des parois de la pièce usinée. Les conclusions de ces auteurs sont importantes car ces phénomènes doivent être considérés dans les analyses globales des procédés d'usinage.

### **1.2.2 Contrôle actif des vibrations**

Inspiré par les travaux de Glaser et Nachtigal [18] en 1979 ainsi que Klein et Nachtigal [19] en 1975, le groupe de Chung, Smith et Tlusty [20] en 1997 a conçu et développé un système d'amortissement actif afin d'améliorer la stabilité structurale d'une machine-outil. Le système conçu est basé sur le principe d'un actuateur électromagnétique. La phase expérimentale des travaux réalisés a démontré une amélioration significative de la stabilité du centre d'usinage malgré une différence observée entre la prédiction et la mesure de la limite de stabilité du gain sur l'amortisseur actif. Dohner, Lauffer et Hinnerichs [21] en 2004 ont développé un système différent mais basé sur le même principe afin de contrôler activement les vibrations régénératives. Les résultats de leurs essais ont prouvé que les vibrations apparaissaient à des profondeurs de coupe beaucoup plus grandes. La recherche dans cet axe doit être poursuivie afin de permettre au support de l'outil d'accueillir des équipements de contrôle actifs et peu coûteux. Par contre ces méthodes sont dépendantes d'un système d'acquisition qui possède un temps de réaction qui peut affecter le synchronisme du contrôle actif avec la dynamique vibratoire de l'usinage.

### **1.2.3 Combinaison d'un modèle structural et numérique**

La plupart des modèles qui ont fait l'objet d'études considèrent la structure de la pièce ou la structure de la machine-outil parfaitement rigide. Dans les opérations de tournage, Baker et Rouch [22] ont proposé en 2002 un modèle structural par éléments finis pour représenter la dynamique de la machine et un modèle numérique représentant la



dynamique de la pièce tournée. Le modèle numérique utilise les données générées par le modèle de la structure de la machine pour combiner les deux dynamiques (Machine et pièce). Leurs résultats montrent que, dans certains cas, une augmentation de la flexibilité de la pièce améliore la stabilité du processus. D'autre part, le couplage du modèle de la machine avec celui de la pièce démontre que certaines situations diminuent la stabilité du système alors que d'autres situations l'augmentent. La méthode de modélisation utilisée est limitée car elle considère que le comportement de la structure des machines et les dynamiques de coupe sont linéaires pour une vitesse de rotation de la broche invariante alors qu'il est connu que ces comportements dynamiques ne sont pas linéaires.

#### **1.2.4 Prédiction du broutage**

Dans le but de comprendre le mécanisme d'apparition des vibrations régénératives, Skolnick et Keltle [23] en 1998 ont procédé à des séries d'expériences à des profondeurs de coupe constantes et variables pour identifier le taux d'augmentation du broutage lors des opérations d'ébauche et de finition. Les résultats ont démontré que le broutage se développe parfaitement entre trois (3) à dix (10) rotations de la broche. En effet, à partir du moment où l'instabilité du procédé débute, seulement trois (3) à dix (10) rotations complètes de l'outil sont nécessaires pour atteindre une instabilité complète. À l'aide de leurs expériences, l'apparition de fréquences additionnelles proches de la fréquence de broutage a été mise à jour. Un modèle basé sur l'alignement circulaire dynamique de l'outil de coupe a permis d'établir l'origine de ces fréquences. En effet, lorsque l'alignement circulaire est de forte amplitude, l'apparition des fréquences dans le voisinage de celle du broutage démontrent par leurs modulations que leur source est la dynamique propre de la broche du centre d'usinage. D'autre part, lorsque l'alignement circulaire est pratiquement inexistant les modulations des fréquences proviennent uniquement du passage des dents. L'identification du temps de développement du

broutage nous renseigne sur le temps de réaction disponible pour que le système modifie ces paramètres de coupe afin d'éviter que le broutage s'installe.

Dans le cadre d'un programme national de recherche en Corée, Kim et Lee [24] en 2001 ont développé un modèle simplifié afin de prédire le broutage lors des processus d'usinage. Leur méthode consistait à effectuer des essais afin d'identifier les paramètres modaux d'un centre d'usinage vertical. En second lieu, ils ont effectué une série d'essais de coupe dans le but de prédire les efforts de coupe. La prédiction du broutage est obtenue par la solution des équations différentielles représentant la dynamique de la machine-pièce pour ensuite être vérifiée expérimentalement. Cette méthode démontre une bonne précision sur les résultats obtenus mais implique des essais coûteux afin de déterminer les efforts de coupe.

### **1.2.5 Amortissement structural**

Les travaux de Corpus et Endres [25, 26] entre 2000 et 2004 ont permis d'identifier des lobes de stabilité additionnels à l'usinage haute vitesse traditionnel. Leurs travaux ont permis de découvrir que l'amortissement de la structure de la machine-outil n'est plus un facteur important pour les ultras hautes vitesses. Par contre, il ne faut pas oublier que des fréquences plus élevées pourraient éventuellement apparaître pour la même machine-outil. La conclusion de ces travaux concernant l'amortissement structural de la machine est importante car il est reconnu que la rigidité structurale de la machine est un paramètre non contrôlable qui influence la dynamique du système.

Le tournage à haute vitesse de pièce cylindrique à parois minces a été étudié par Mehdi, Rigal et Play [27, 28] en 2002. Leurs travaux ont fait ressortir l'effet de la rigidité de la paroi sur la stabilité du processus en tenant compte du frottement entre la pièce et l'outil de coupe. D'après le modèle établi dans leur étude, l'effet du déplacement radial de la paroi mince de la pièce est prédominant. Les expériences pilotées sur un alliage d'acier

42 Cr Mo 4 et sur un alliage d'aluminium Al Cu 4 Mg ont permis de mettre en évidence l'influence de l'amortissement de chacun de ces deux (2) matériaux. D'après leurs conclusions, l'ajout d'un amortissement supplémentaire à la paroi mince est nécessaire afin de conserver la zone de stabilité lors du tournage. Cette méthode de contrôle des vibrations est limitée car selon la géométrie de la pièce travaillée il n'est pas toujours possible d'y ajouter de l'amortissement.

Dans l'objectif d'éliminer les vibrations et d'obtenir un excellent fini de surface Shin, Yang, Choi, Lee, Je et Whang [29] ont développé en 2003 un gabarit d'usinage flexible en alliage Bi58-Sn qui s'ajuste automatiquement à la géométrie de petites pièces usinées. Les résultats dimensionnels obtenus sur les pièces, suite aux expériences exécutées, sont à l'intérieur d'une tolérance de 2 à 3%. L'avantage de ce type de gabarit est qu'il permet l'usinage rapide à face multiple avec amortissement passif donc sans vibration.

### **1.2.6 Modèles généraux de coupe et lobes de stabilité**

L'étude de la structure du rotor et des roulements de la broche dans les zones d'intérêt des hautes vitesses de la broche combinée avec une charge de bout rotative a été effectuée par Chen et Wang [30] en 1994. L'expérimentation et l'analyse des résultats ont permis d'établir un modèle de prédiction des vibrations et de créer les lobes de stabilité en tenant compte des variations dans la rigidité de l'ensemble rotor-roulement de la broche. Une erreur significative de la méthode se produit en considérant la rigidité structurale non linéaire des roulements comme indépendante de la vitesse de la broche. Cette étude fait ressortir la complexité de la dynamique des centres d'usinage car chaque composante peut affecter la dynamique vibratoire par sa rigidité et son usure.

Engin et Altintas [2-4] en 2001 ont déterminé des modèles généraux pour les outils d'usinage hélicoïdaux et les outils à insertion de pastilles. Ces modèles permettent de prédire les forces de coupe, le fini de surface et les lobes de stabilité pour une variété

d'outils de coupe de l'industrie. Pour leur part, Haase, Lockwood et Ford [6] en 2001 ont investi leurs efforts dans l'élaboration d'un modèle de prédiction du broutage basé sur l'acquisition des vibrations lors de l'usinage par un accéléromètre de nouvelle génération qui est plus petit et léger, donc qui offre une meilleure définition des lobes de stabilité. Le modèle reste général et la problématique engendrée par ce type de modèle est que les paramètres se modifient sous des conditions différentes ou dans la même séquence d'usinage de la même pièce.

La méthode des lobes de stabilité a été utilisée en 2003 par Faassen, Van de Wouw, Oosterling et Nijmeijer [31] pour effectuer une analyse d'usinage à haute vitesse. Ces derniers ont tenu compte de la dynamique de la pièce et de celle de la machine-outil en ajoutant la méthode du *partitionnement-D* utilisée par Stépan [32, 33] en 1989 et 1998 pour investiguer la stabilité du procédé d'usinage à un degré de liberté. L'incorporation de la méthode du *partitionnement-D* permet de trouver la profondeur de coupe critique pour une vitesse de broche spécifique. Ces travaux considèrent seulement un degré de liberté pour la dynamique vibratoire alors que le problème du broutage est beaucoup plus complexe.

Altintas et Budak [11] en 1995 ainsi que Solis, Peres, Jiménez, Alique et Monje [5] en 2004 ont travaillé à l'établissement d'une méthode d'identification des lobes de stabilité. Leur méthode est basée sur l'identification de la fonction de transfert de l'ensemble machine-outil-pièce en utilisant un accéléromètre et un marteau d'impact pour exciter l'ensemble du système. Après expérimentation, les résultats ont démontré que les lobes de stabilité ainsi identifiés offrent une grande précision sur la localisation de la limite de stabilité. Cette méthode est efficace mais ne tient pas compte de la rigidité changeante des roulements durant la coupe. Mei, Cherng et Wang [34] ont proposé en 2006 une méthode de contrôle actif des conditions de coupe. Avec l'algorithme de contrôle développé, ils ont démontré que le broutage sera réduit considérablement. Les lobes de

stabilité générés durant l'activation du système de contrôle démontrent que la limite de stabilité a migré permettant une profondeur de coupe axiale plus élevée.

Pirtini et Lazoglu [35] ont proposé en 2005 une approche intéressante pour déterminer les constantes de coupe par étalonnage. Leurs travaux visent l'amélioration du temps et de la qualité de perçage afin de prédire ces deux (2) critères lorsque les conditions de coupe sont connues tout en considérant les forces de coupe ainsi que la dynamique structurale entre l'outil et la broche. Le modèle dynamique ainsi développé peut prévoir le déplacement radial de l'outil lorsque soumis à des basses fréquences vibratoires. Cette approche ne considère pas l'effet de la rigidité de la pièce dans le procédé d'usinage.

La plupart des travaux effectués jusqu'à présent pour identifier les limites de stabilité en usinage haute vitesse considère seulement la dynamique structurale de la machine-outil. La limite de stabilité est ainsi établie avant de débiter l'enlèvement de métal. Bravo, Altuzarra, Lopez de Lacalle, Sanchez et Campa [36] ont étudié en 2005 l'effet de la variation de la dynamique vibratoire en fonction de la diminution de la masse de la pièce travaillée. Leurs travaux ont ainsi mené à l'établissement des lobes de stabilité en trois (3) dimensions. La troisième dimension graphique proposée est le nombre de passes de l'outil de coupe. De cette façon la variation de la limite de stabilité est clairement identifiée.

### **1.2.7 Usure des outils de coupe**

L'usure des outils sont une des causes d'apparition du broutage en usinage. L'usinage haute vitesse dans les alliages de titanium est problématique en raison de la basse conductivité thermique du matériau et de sa haute réactivité chimique. Zareena, Rahman et Wong [37] en 2001 sont arrivés à la conclusion qu'il est possible d'effectuer l'usinage à haute vitesse dans l'alliage Ti-6Al-4V avec des hautes vitesses de broche, des forces de coupe faibles, une basse vitesse d'avance, une profondeur de coupe réduite combinée

avec une forte pression de fluide de coupe. Leurs résultats ont démontré que l'outil de coupe au cobalt usait principalement par les mécanismes de diffusion et de dissolution. Ces résultats sont d'une grande importance car le titanium est un matériau convoité par l'industrie aéronautique mais difficile à usiner. La plupart des entreprises évitent d'effectuer l'usinage du titanium en raison de son coût élevé.

Haber et Alique [15] en 2003 ont établi un modèle de prédiction du seuil critique d'usure de l'outil de coupe. Le modèle est basé sur la comparaison de la condition initiale de l'outil avec sa condition instantanée. La comparaison s'effectue à l'aide des erreurs résiduelles par rapport à la condition initiale et la somme des carrés des résidus pour prendre une décision suivant échelle d'usure établi. Le modèle a été créé en utilisant des réseaux à logique floue. Les résultats expérimentaux ont prouvé que leur modèle de prédiction est suffisamment précis pour des applications industrielles.

Dans le même secteur de recherche Haber, Jiménez, Peres et Alique [7] en 2004 ont travaillé à la prédiction du seuil critique d'usure de l'outil de coupe en utilisant un modèle basé sur la lecture des vibrations du processus d'usinage par émission acoustique. Ces travaux utilisent comme point de départ la signature acoustique d'un outil de coupe neuf opérant dans une zone de coupe stable. La surveillance est effectuée en vérifiant l'apparition de nouvelle harmonique dans une fenêtre fréquentielle de 100 kHz à 160 kHz. L'apparition de ces nouvelles harmoniques indique que l'outil doit être changé. Cette méthode utilise un étalon acoustique pour comparer le signal sonore de l'outil qui peut être affecté par les facteurs incontrôlable dans l'environnement du centre d'usinage. De plus, il serait intéressant de vérifier le comportement de ce système lorsqu'un autre centre d'usinage se situe à proximité ce qui est le cas pour la plupart des entreprises œuvrant dans l'usinage.

Pour leur part, Dawson et Kurfess [38] en 2006 ont établi un modèle de progression de l'usure de l'outil lors du tournage. Le modèle créé est étalonné sur deux outils de coupe

dont un premier sans revêtement et un second revêtu du nitrure de bore cubique polycristallin. L'expérimentation ayant servi à la construction de ce modèle a fait varier la vitesse de coupe et l'avance sur de large plages d'opérations. L'usure alors étudiée est celle du cratère des outils de coupe. Des essais ont servi à la validation du modèle. Pour sa part, Peng [39] en 2006 a bâti une méthode de détection du bris mécanique de l'outil de coupe. Basé sur la décomposition du modèle empirique et la transformée de Hilbert il est possible d'analyser le signal non stationnaire des forces de coupe. De cette façon, il est possible de transformer des données dans le domaine du temps en fonction de mode intrinsèque. Le spectre d'Hilbert permet aisément d'identifier les énergies relatives au procédé et ainsi déduire l'énergie relative au bris de l'outil de coupe. Cette investigation est intéressante car elle permet d'éviter que les dommages se propagent après le bris de l'outil. Par contre, la prédiction du bris de l'outil de coupe demeure plus attrayante pour l'industrie car elle permet d'éviter les bris mécaniques, les dommages relatifs à ce bris et les conséquences économiques dues à un arrêt non planifié.

Les travaux de Yousefi et Ichida [40] en 2000 ont visé la formation de micro soudures à la surface de l'arête de coupe secondaire lors du processus de tournage à ultra haute vitesse dans un alliage d'aluminium et de magnésium. Leurs observations ont démontré que les micros soudures sur l'arête apparaissaient pour une plage de vitesse de coupe de 100 m/s à 200 m/s. La soudure provoque une augmentation du déplacement latéral du matériau, ce qui résulte en une dégradation du fini de surface. Par contre, lorsque la vitesse augmente au-delà de 200 m/s le phénomène disparaît. De façon générale, le fini de surface diminue avec la vitesse de coupe à l'exception de la plage de vitesse de 100 m/s à 200 m/s. Les efforts de coupe observés tendent à diminuer avec l'augmentation de la vitesse jusqu'à 100 m/s alors qu'ils augmentent légèrement pour des vitesses supérieures à 100 m/s. Ces travaux permettent la sélection d'une plage de vitesse d'usinage qui évite la formation de micros soudures. Ces dernières peuvent être la cause d'un mauvais fini de surface en induisant du bruit au procédé d'usinage.

### **1.2.8 Mouvements incohérents sur la trajectoire de l'outil**

Pour les centres d'usinage à cinq (5) axes, il est reconnu que l'axe de rotation de la broche peut effectuer des mouvements erratiques et incohérents selon Kim, Ryuh et Pennock [41]. En effets, ces mouvements surviennent lorsque la trajectoire de l'outil passe dans une singularité créée par la transformation cinématique inverse. Affouard, Duc, Lartigue, Langeron et Bourdet [42] en 2003 ont proposé une méthode de déformation de la trajectoire dans le but précis d'éviter ces singularités. Pour ce faire, le calcul qui tient compte de la tolérance de la pièce et de la position des singularités est effectué pour établir une nouvelle trajectoire de l'outil. D'autres travaux sont nécessaires afin de valider expérimentalement la surface résultante de la nouvelle trajectoire et l'effet de la nouvelle trajectoire imposée sur la dynamique de la machine. Cette étude ne considère pas l'effet que peuvent avoir les corrections de la trajectoire sur le fini de surface de la pièce.

### **1.2.9 Temps de coupe en mode de vibrations régénératives**

Stephan G. et Al. [43], ont montré en 2003 qu'en mode de vibrations régénératives l'outil de coupe est fonctionnel seulement durant 10% du temps en raison de l'effet "vole au dessus" qui implique que certaines dents de coupe ne touchent pas la pièce lors d'une ou plusieurs rotations. Le doublement de la période d'oscillation de l'outil a aussi été observé. Cette étude décrit plus précisément les phénomènes qui se produisent durant le broutage. Par contre, notre intérêt est d'éliminer ce dernier dans le but d'augmenter les performances et la qualité.

Arnaud et Dessein [44] ont découvert en 2003, lors de l'étude de l'usinage d'une pièce à parois minces par la théorie des lobes de stabilité, que l'outil effectuait un retour de coupe sur la surface usinée de par son mouvement d'oscillation. Les essais effectués ont permis de déterminer l'influence du retour de coupe dans leur modèle. Ce dernier



provoque une augmentation de la force transmise à la pièce, ce qui résulte en une augmentation immédiate du broutage avec une grande amplitude.

### **1.2.10 Analyse du fini de surface pour optimisation des paramètres de coupe**

Chen et Lou [45] en 2000 ainsi que Chen et Savage [46] en 2001 ont établi des modèles de prédiction du fini de surface en effectuant l'acquisition des vibrations du processus d'usinage et du déplacement radial de l'outil par le biais d'un accéléromètre et d'un capteur de proximité. Ces données et les paramètres de coupe utilisés au même moment étaient transférés à un réseau à logique floue. Le système traitait ensuite les données pour prédire le fini de surface ( $R_a$ ). La méthodologie ainsi développée permet de prédire le fini de surface avec une précision remarquable de 93.2%. Ces travaux ont pour objectif la prédiction du fini de surface alors que nous cherchons aussi à maximiser le taux d'enlèvement de métal.

Une autre méthode d'identification des paramètres optimaux de coupe est celle de l'analyse statistique des résultats de fini de surface par plan d'expérience. L'analyse statistique permet ainsi de trouver les effets des divers paramètres de coupe sur la réponse. Ghani, Choudury et Hassan [9], ont effectué en 2004 une analyse statistique sur les résultats d'un plan d'expérience en utilisant la méthode de Taguchi. L'optimisation des paramètres visait l'usinage de l'acier AISI H13 avec un outil de coupe à pastilles au carbure revêtu avec du TiN. Leurs travaux ont confirmé que cette méthode est acceptable pour effectuer l'optimisation recherchée. De plus, les résultats de leur analyse confirment que l'utilisation de haute vitesse de coupe avec une basse avance et une faible profondeur de coupe produit un meilleur fini de surface et un faible effort de coupe. La méthode utilisée par ces chercheurs est similaire à celle que nous proposons dans le cadre du présent mémoire.

Liu et Soshi [47] ont étudié en 2006 les caractéristiques des micro traces laissées dans le matériau lors des passes de finition par le bout de l'outil en usinage à cinq (5) axes. Un modèle a été développé pour prédire le balayage de l'enveloppe de l'outil ce qui permet de prédire la caractéristique de la surface résultante de l'usinage. Le développement de ce modèle est basé sur le mouvement de l'outil selon l'axe  $z$ . Cette étude tient compte de l'alignement de l'outil de coupe sur son axe de rotation ainsi que de son usure. De plus, l'effet de l'angle de l'outil de coupe avec la pièce usinée est inclus dans le modèle de prédiction du fini de surface  $R_a$ . L'équipe de travail considère le broutage comme inexistant. Leur modèle de prédiction n'est plus valide s'il y a apparition de vibrations régénératives.

La dynamique vibratoire entre l'outil et la pièce varie selon la profondeur de coupe axiale en fonction des modes de vibration d'après Li et Shin [48]. Leurs travaux ont visé en 2006 l'analyse du fini de surface et sa prédiction en fonction de la variation de la profondeur de coupe axiale pour une petite immersion radiale de l'outil de coupe. Les cas de coupe stable et ceux en vibrations régénératives ont été considérés. Le modèle de prédiction fournit une bonne approximation de l'apparence du fini de surface résultant pour les deux (2) situations (stable et instable). Les travaux de Gao, Zhang, Qiu et Wan [49] ont visé en 2006 l'établissement d'un modèle de simulation numérique afin de prédire la topographie et le fini de surface résultant lors de l'usinage conventionnel avec des outils à bout sphérique et cylindrique. Les résultats expérimentaux obtenus démontrent que leur modèle est efficace pour prédire le fini de surface de la pièce. Ces travaux vont dans la même direction que celle que nous proposons à l'exception que l'optimisation du critère qualité avec le critère de productivité n'est pas abordée.

L'étude de l'influence de l'angle de l'outil de coupe sur le fini de surface d'une pièce mince encastrée à une extrémité a été effectuée par Lee et Kim [50] en 2004. Les résultats ont prouvé que la meilleure stratégie d'usinage offrant le meilleur fini de surface est celle où la pièce est installée verticalement avec un angle de  $45^\circ$  par rapport à

l'horizontal avec un outil de coupe qui se déplace sur la pièce du bas vers le haut. L'angle de l'outil de coupe était de  $90^\circ$  par rapport à l'horizontal.

### **1.2.11 Autres aspects : prédiction des déflexions de la pièce et de la température**

Les projets de Ratchev, Nikov [51, 52] en 2003 et 2004 ont visé l'établissement d'un modèle de prédiction des déflexions des pièces à faible rigidité. Le modèle ainsi établi permet de planifier les trajectoires de l'outil de coupe afin de compenser les déflexions subites par la pièce travaillée. Des analyses par éléments finis ont été utilisées afin de prédire les déflexions. Des essais ont validé le modèle qui permet d'obtenir une meilleure qualité géométrique finale. Ce modèle est limité seulement à la zone stable d'usinage.

La température joue un rôle important en usinage haute vitesse sur l'usure de l'outil et sur le fini de surface résultant. Ming et Fanghong [53] ont étudié en 2003 les transferts de chaleur entre l'outil de coupe et la pièce usinée. Leurs travaux ont démontré que la température transférée à la pièce augmente avec la vitesse de coupe. Par contre, aussitôt que la vitesse de coupe critique est atteinte, il y a diminution du transfert de chaleur vers la pièce. De plus, l'avance par dent doit être constante en usinage haute vitesse afin de supprimer efficacement la génération de chaleur excessive tout en obtenant un taux d'enlèvement de métal élevé. Dans la même optique, en 2006 Ueda et Hosokawa [54] ont travaillé sur l'effet d'un jet atomisé d'huile de coupe et sur l'effet d'un jet d'air sec pour déduire que le jet d'huile est plus performant en usinage (coupe intermittente) qu'en tournage (coupe continue) du à l'exposition intermittente de la face de l'outil. De plus, l'angle du jet atomisé d'huile est plus efficace en usinage lorsqu'il est dirigé sur le côté de l'outil de coupe. Dans le cadre de notre étude nous utilisons un jet d'huile non atomisé et un jet d'air sec. Pour ajouter à ces travaux nous analysons dans ce mémoire l'effet du fluide de coupe sur le fini de surface.

### 1.2.12 Modélisation de la physique de la coupe orthogonale et oblique

Zheng, Hu et Sutherland [55, 56] ont contribué en 2006 à l'avancement des connaissances au sein des modèles de coupe orthogonale. En appliquant la théorie des déformations finies et en utilisant les déformations et les taux de déformation, leurs travaux ont permis d'élaborer un modèle pouvant prédire le comportement thermo physique du processus de coupe ainsi que des quantités physiques telles que la déformation, le taux de déformation, les contraintes et la température dans la zone de cisaillement primaire. De plus, leur modèle permet de prédire les valeurs de l'angle du plan de cisaillement et les amplitudes des forces présentes.

Les travaux d'Atkins [57] en 2006 sur le modèle de coupe oblique ont consisté à ajouter un paramètre de résistance des fractures ductiles du matériau lors de la coupe. L'analyse effectuée prouve que l'angle de débit du copeau  $\eta_C \approx i$  de la règle de Stabler [58] est consistant seulement pour de petits angles de dépouille  $\alpha_n$ . En effet, l'angle de débit du copeau est dépendant aussi du paramètre de résistance des fractures ductiles  $Z = R / \tau_y t_0$  qui combine la résistance propre du matériau et l'épaisseur non coupée du copeau.

Les efforts de coupe peuvent être calculés théoriquement à l'intérieur du modèle de coupe orthogonale en se basant sur l'effort nécessaire au cisaillement. Subbiah et Melkote [59] se sont penchés en 2006 sur l'effet de la variation de l'angle de dépouille en coupe orthogonale sur les efforts de coupe résultants. Pour les grands angles de dépouille, le cisaillement tend à diminuer alors que la force de coupe se dirige vers une constante. L'effort de coupe correspond ainsi à la force d'extension de fissures associées aux fractures ductiles dans le matériau. Les travaux d'Atkins [57] et de Subbiah et Melkote [59] sont d'un grand intérêt pour nous car le fini de surface résultant est affecté dépendamment du mécanisme de formation du copeau par fracture ductile ou par cisaillement.

Malgré les progrès technologiques accomplis dans le domaine de l'usinage haute vitesse, très peu de recherches se sont attardées à l'effet des paramètres de coupe sur le paramètre de fini de surface  $R_a$  et  $R_{vk}$ . Plusieurs lacunes demeurent suite aux recherches effectuées car peu d'entre elles considèrent l'ensemble des paramètres d'influence. En effet, la plupart des travaux fixent certains paramètres selon des valeurs constantes dans le but de réduire leurs effets sur le paramètre d'intérêt. Cela a pour effet de dissimuler certaines interactions de haut niveau qui peuvent avoir une influence sur les critères de qualité et de productivité. La majorité des modèles théoriques s'appliquent difficilement en pratique; soit parce que les cas réels sont compliqués, soit par manque de données pour adapter les modèles à la réalité.

Dans le domaine de l'usinage à haute vitesse la variété de paramètres de contrôle est très diversifiée. Par contre, les paramètres d'influence du procédé n'ont pas tous été investigués. Par exemple, seuls les différents matériaux peuvent faire l'objet d'études variées en raison de leurs diverses propriétés. L'effet de la méthode d'usinage sur les paramètres du fini de surface tel que l'estimé de la profondeur des vallées  $R_{vk}$  et la rugosité moyenne  $R_a$  est investigué dans la présente étude. La section qui suit présente la problématique de l'usinage haute vitesse vécue dans l'industrie aéronautique.

### **1.3 Problématique (Problème tel que posé par le partenaire industriel)**

L'entreprise partenaire de ce projet fabrique les longerons de plusieurs types d'avion d'affaires. L'usinage des longerons est réalisé sur des centres d'usinage à cinq (5) axes Fidia K411 par un fournisseur de l'avionneur. Sans être en mesure de prévoir les variations dans le processus d'usinage, notre partenaire industriel a vu apparaître des défauts de surface dans les rayons ainsi que dans la paroi mince adjacente telle qu'illustrée à la Figure 3. L'origine du défaut A est de la vibration régénérative. L'outil

de coupe *Imco Streaker End Mill* à deux flûtes effectue la passe de finition du rayon à l'aide de paramètres de coupe qui occasionnent une instabilité qui résulte en ce type de défaut de surface. Les vibrations présentes entre l'outil et le rayon provoquent aussi le défaut **B** sur la paroi mince. L'interférence qui a lieu entre la paroi et l'outil en mode d'instabilité est la cause de ce défaut de surface.

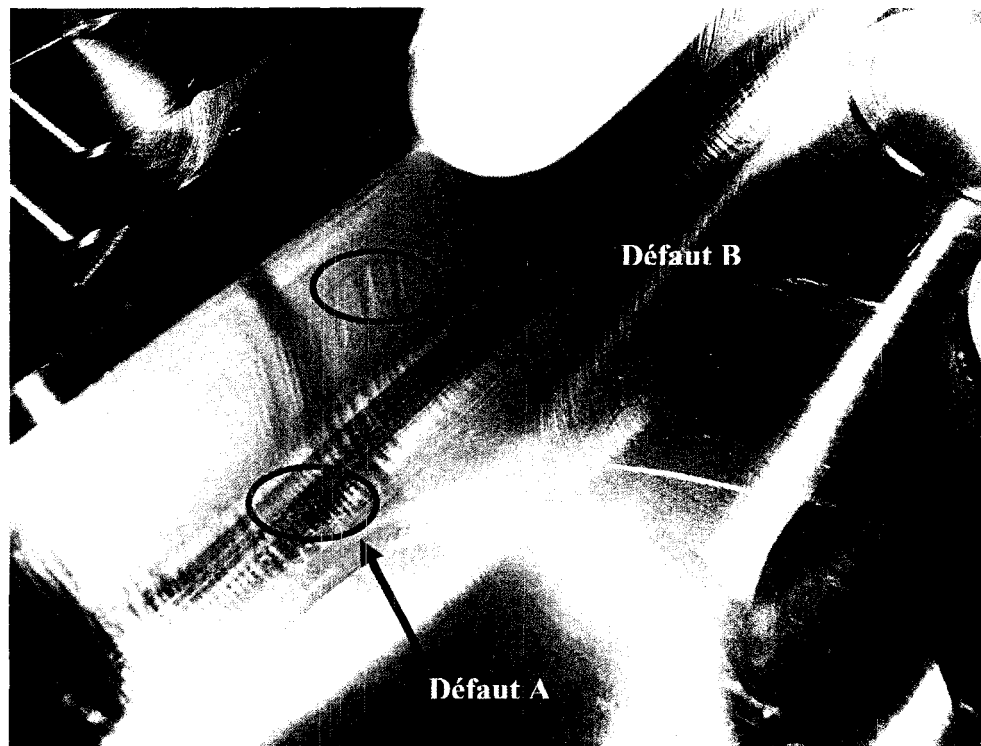


Figure 3 Défauts de surface dans les rayons et les parois minces du longeron

Les valeurs des paramètres de coupe ont alors été réduites dans le but de déplacer le processus de coupe vers une zone de stabilité inférieure. Les paramètres initialement utilisés par l'entreprise sont donc les suivants :

1. Vitesse de broche (9000 rpm sur une capacité théorique de 24 000 rpm);
2. Avance par dent (0.1524 mm/dent);

3. Profondeur de coupe axiale (0.762 mm);
4. Largeur de coupe (7.112 mm).

Le taux d'enlèvement d'aluminium pour ces paramètres est donc de 14 866.34 mm<sup>3</sup>/min. Il est évident que les possibilités d'augmenter les performances sont présentes en raison de la faible vitesse de la broche. De plus, les paramètres de coupe ajustés aux valeurs inférieures démontrent toujours de l'instabilité et un mauvais fini de surface sur la pièce usinée. Le client a donc demandé d'identifier les paramètres de coupe optimisés pour l'usinage des rayons, des parois minces et des passes d'ébauche. Le travail qui sera effectué a donc pour objectifs :

1. L'obtention d'un taux d'enlèvement d'aluminium maximum pour une rugosité moyenne de surface  $R_a \leq 3.125 \mu m$ .
2. L'usinage sans vibrations régénératives afin de garantir un fini de surface  $R_a \leq 3.125 \mu m$  et que l'outil hélicoïdal ne touche pas à la paroi mince adjacente.
3. L'optimisation des paramètres de coupe pour l'usinage des parois minces afin d'améliorer le taux d'enlèvement d'aluminium pour une rugosité moyenne de surface  $R_a \leq 3.125 \mu m$ .
4. L'identification de la possibilité de prédire le fini de surface lors des passes d'ébauche dans la paroi mince.
5. L'optimisation du processus avec l'outil d'ébauche à quatre (4) pastilles manufacturées par la compagnie *Kennametal*.

6. L'étude de l'effet des paramètres de coupe sur l'estimé de la profondeur des vallées  $R_{vk}$ .

Une amélioration du processus pour les trois (3) types d'outils utilisés signifiera un gain économique considérable pour l'entreprise responsable de l'usinage des longerons. Cela ce traduira par une réduction des coûts de la pièce et possiblement une amélioration de la qualité. Ce projet de recherche est donc d'un grand intérêt technique et commercial pour l'avionneur et son fournisseur.

#### **1.4 Conclusion du chapitre 1**

Nous avons présenté dans le chapitre 1, les particularités et problématiques liées à l'usinage à haute vitesse des parois minces dans l'objectif de mieux comprendre la terminologie associée à ce domaine. Une revue de l'état de l'art permet de situer le niveau d'avancement de la recherche sur le procédé d'usinage à haute vitesse. La compréhension des particularités et problématiques liées à l'usinage des parois minces aide à mesurer l'effort investi jusqu'à présent pour résoudre l'ensemble des problématiques auxquelles l'industrie est confrontée. Enfin, la problématique propre à la pièce visée par la présente étude et a été exposée conjointement avec les objectifs du projet. Le chapitre deux de ce document expliquera l'approche retenue pour résoudre la problématique liée au longeron et atteindre les objectifs de la recherche.



## CHAPITRE 2

### MÉTHODOLOGIE EXPÉRIMENTALE

Nous avons retenu pour notre étude une approche expérimentale structurée. Le chapitre deux est consacré à l'exposition de toutes les particularités liées à cette méthodologie. Nous présenterons le centre d'usinage, les outils de coupe, leur système de balancement et la morphologie de la pièce travaillée qui sont utilisés pour trouver la solution au problème défini à la section 1.4. Les principes fondamentaux des plans d'expériences sont étalés brièvement pour permettre l'intégration des notions théoriques employées dans cette approche. Les facteurs sélectionnés et leurs niveaux sont exposés pour ensuite définir les réponses et leur méthode de mesure.

#### 2.1 Machines et outils de coupe

Les travaux effectués dans le cadre de cette recherche ont visé quatre (4) outils de coupe. Les deux (2) premiers étant ceux qui servent à effectuer la passe de finition des rayons situés aux pieds des parois minces. Le troisième outil est utilisé principalement pour effectuer les passes de finition des parois minces de la pièce. Le dernier outil quant à lui est utilisé pour effectuer les passes d'ébauche dans la pièce travaillée.

Le centre d'usinage utilisé dans le cadre de cette recherche est une machine à cinq (5) axes de marque Fidia K411 avec contrôleur numérique C20 (Figure 4). Les spécifications techniques de ce centre d'usinage sont les suivantes :

1. Vitesse de broche maximale 24 000 rpm.

2. Déplacements maximaux de la broche selon les axes  $(x, y, z)$  sont de 4200 mm pour la direction  $x$ , de 1100 mm pour la direction  $y$  et 1000 mm pour la direction  $z$ .
3. La vitesse linéaire maximale d'avance axiale est de 2400 mm/min.
4. La puissance maximale fournie par le moteur de la broche est de 55 kW.
5. Le couple maximal que peut fournir cette machine varie entre 31 et 88 Nm.

La fiche technique complète de cette machine à cinq (5) axes ainsi que la description de la tête d'usinage et du contrôleur numérique sont disponibles à l'annexe 2 du présent mémoire.

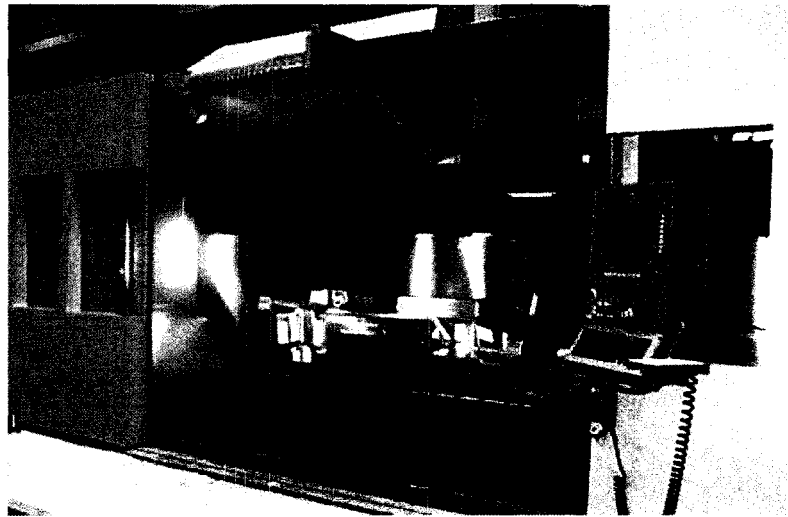


Figure 4 Centre d'usinage cinq (5) axes à commandes numériques Fidia K411 C20

Les outils de coupes qui ont été sélectionnés (Figure 5) sont :

1. Le *Imco Streaker End Mill #33572 1247CR* possédant deux (2) flûtes et dont les rayons de bout ont été modifiés à une valeur de 6.35 mm.
2. Le second outil a lui aussi subit une modification des rayons de bout pour atteindre 6.35 mm. Ce dernier était un couteau de la marque *Niagara #AN345-18609* dont la particularité était de posséder trois (3) flûtes.
3. Le troisième couteau visé par les travaux utilisait deux (2) pastilles de coupe. Pour cet outil de marque *Sandvik Coromant #R390-11T304E*, deux (2) types de pastilles ont été utilisées. Les premières étaient de finition au carbure #P4-NL CD10 et les secondes possédaient un revêtement en céramique #NL H13A.
4. Le quatrième outil utilisé provient de la compagnie *Kennametal*. Son numéro de modèle est #2417185 et il possède quatre (4) pastilles #EC1820FJ avec revêtement KC410M qui veut dire en composite de titanium.

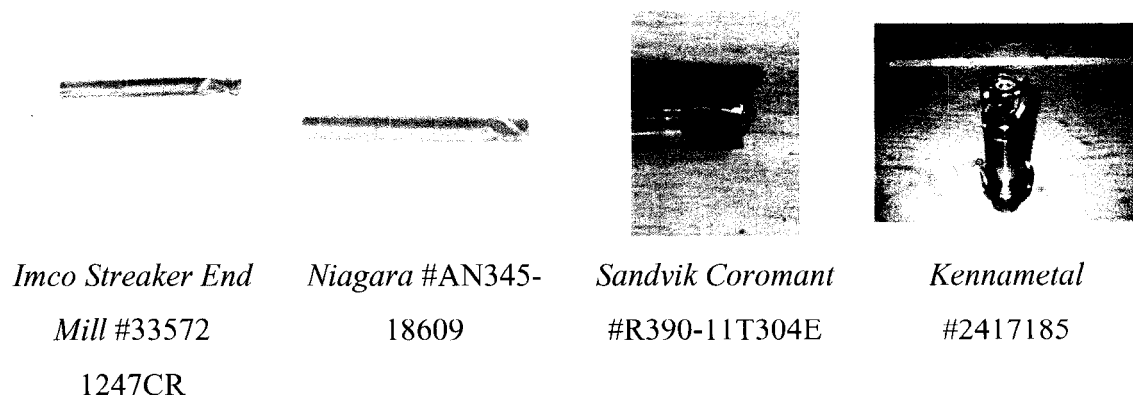


Figure 5 Illustration des quatre (4) outils de coupe à l'étude

Les deux (2) premiers outils sont destinés à effectuer les passes de finition du rayon intérieur situé au pied du mur mince de la pièce. Le troisième outil est utilisé pour la finition des parois minces alors que le quatrième sert aux passes d'ébauche. Les dessins des quatre (4) outils utilisés lors de ces travaux sont disponibles à l'annexe 1. Les outils *Imco Streaker End Mill* et *Niagara End Mill* ont été mesurés avant le début des expériences afin de valider que l'usure après les essais n'est pas significative et ce dans l'objectif de confirmer qu'elle n'a pas d'effet sur le processus d'usinage à l'étude.

Les outils ont été balancés selon les requis de la norme ISO 1940 pour accepter les vitesses de rotation indiquées au Tableau I en utilisant la machine à balancer de la compagnie Rego-fix de modèle 3.BMT200-1-S40.

Tableau I  
Données de balancement des outils de coupe utilisés

Description de l'outil	Vitesse de rotation (rpm)	Qualité de balancement (G)
<i>Imco Streaker End Mill</i> #33572 1247CR deux (2) flûtes	24 272	1.6
<i>Niagara End Mill</i> #AN345-18609 trois (3) flûtes	27 577	0.8
<i>Sandvik Coromant</i> #R390-11T304E	29 432	1.6
<i>Kennametal</i> #2417185 avec quatre (4) pastilles #EC1820FJ avec revêtement KC410M (composite de titanium)	24 096	16

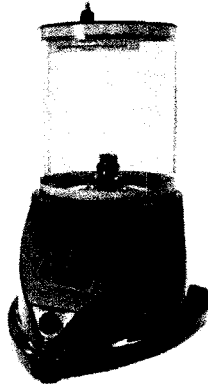


Figure 6 Machine à balancer les outils de coupe Rego-fix modèle 3.BMT200-1-S40

## 2.2 Matériau à l'étude

L'alliage d'aluminium 7050 T7451 est un matériau utilisé principalement dans le domaine aéronautique et aérospatial pour ses qualités mécaniques, ainsi que pour sa résistance à la corrosion et à la fissuration. De plus, cet alliage offre une excellente dureté et une excellente résistance aux pressions appliquées ainsi qu'à l'exfoliation. Les propriétés de ce type d'aluminium sont moins sensibles aux variations de température que celles des autres alliages de métal léger utilisés dans le secteur de l'industrie du transport. Le Tableau II présente la composition chimique du matériau employé dans le cadre de la présente étude. Les limites élastique et ultime de ce matériau sont respectivement de 510 MPa et 441 MPa. Le traitement thermique de l'alliage d'aluminium est obtenu conformément à la norme MIL-H-6088 *Heat Treatment of Aluminum Alloys*.

Tableau II  
Composition chimique de l'alliage d'aluminium à l'étude Al 7050 T7451<sup>2</sup> (poids en %)

Si	0.12	Mg	1.9-2.6	Ti	0.06
Fe	0.15	Cr	0.04	Chaque autre	0.5
Cu	2.0-2.6	Zn	5.7-6.7	Total autres	0.15
Mn	0.10	Zr	0.08-0.115	Balance	Al

**Note :** Valeur maximale si la plage n'est pas inscrite.

### 2.3 Plan d'expériences et conditions de coupe

L'approche retenue pour l'étude de l'influence des conditions de coupe sur la qualité du fini de surface des pièces est celle des plans d'expériences factoriels. Cette méthode consiste à sélectionner les paramètres de coupe contrôlables qui font partie du champ d'intérêt de l'industrie. Ces paramètres sont appelés "facteurs d'influence" dans la terminologie des plans d'expériences. Pour chacun des facteurs, il est nécessaire d'imposer une variation de leur niveau. Le nombre de niveaux et la quantité de facteurs déterminent le nombre d'essais nécessaires à l'élaboration d'un modèle de prédiction du fini de surface selon le plan d'expérience choisi.

Le résultat en est donc un modèle qui permet d'optimiser les conditions de coupe pour le meilleur taux d'enlèvement de métal en fonction d'un fini de surface maximal et ce à l'intérieur des limites des niveaux choisis pour chaque facteur d'influence. Ces derniers sont considérés comme étant les variables d'entrée ( $x$ ) du processus d'usinage. La variation du niveau de ces facteurs provoque un effet sur la "réponse" observée ( $y$ ). Il devient donc possible d'identifier quelles sont les causes des changements observés dans la réponse du plan d'expérience [60]. L'identification de ces causes permet alors de trouver un modèle optimal qui minimise la variabilité dans la réponse. C'est ainsi qu'est obtenu un processus d'usinage plus robuste.

---

<sup>2</sup> Les données du tableau de la composition chimique de l'alliage d'aluminium Al 7050-T7451 proviennent du fabricant de pièce brut Alcoa.

Le présent projet vise les trois (3) plans d'expérience complets (Figure 7) suivants :

1. Le plan d'expérience #1 a pour objectif d'améliorer le fini de surface des rayons intérieurs de la poche situés aux pieds des murs à parois minces ainsi que le taux d'enlèvement d'aluminium à l'aide des outils *Imco Streaker End Mill* et *Niagara End Mill*.
2. Le plan d'expérience #2 vise l'amélioration du fini de surface des murs intérieurs (parois minces) à l'aide d'un outil à deux (2) pastilles de marque *Sandvik Coromant* ainsi que la productivité au niveau de l'usinage.
3. Le plan d'expériences #3 cherche à améliorer les mêmes objectifs que les plans d'expériences #1 et #2 mais au niveau des passes d'ébauches sur les murs à parois minces et à l'aide d'un outil à quatre (4) pastilles de marque *Kennametal*.

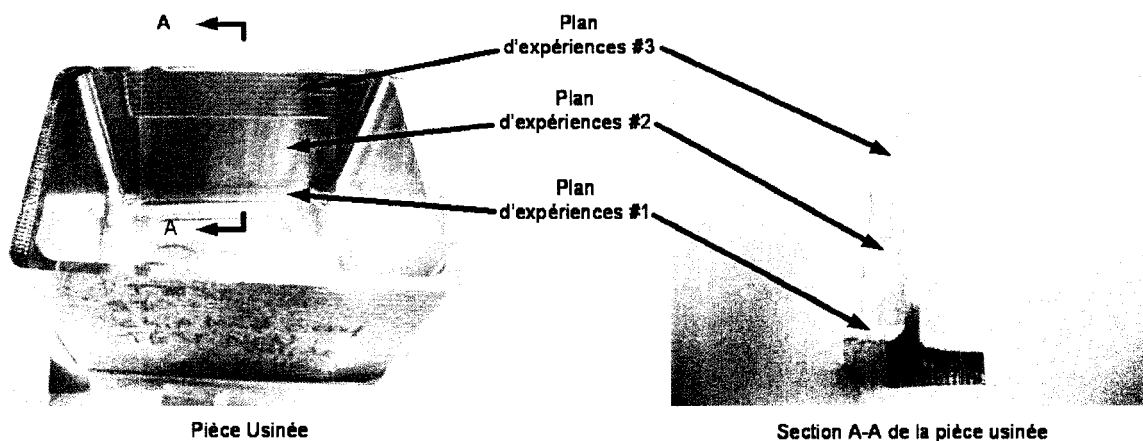


Figure 7 Illustration de la localisation des trois (3) plans d'expériences dans la pièce usinée

Les trois (3) plans d'essais ont été effectués dans des pièces qui représentent la géométrie d'une poche d'un longeron d'avion d'affaires et ce, de sorte à reproduire les efforts et vibrations que subissent les parois minces lors de l'usinage à haute vitesse. Le modèle virtuel des pièces utilisées est montré à la Figure 8.

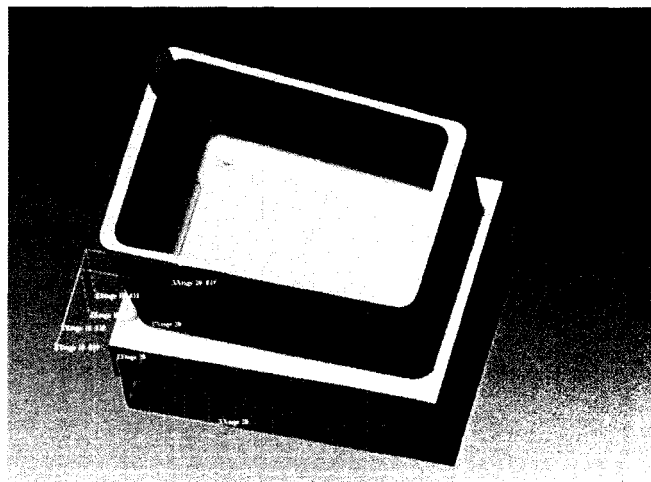


Figure 8 Illustration graphique de la pièce typique retenue pour effectuer les essais

### 2.3.1 Notion théorique sur les plans d'expériences

De façon générale, les plans d'expériences sont utilisés pour analyser empiriquement les performances d'un système ou d'un procédé. Dans le cadre de notre étude, nous analysons les performances d'un procédé d'usinage. Ce plan est représenté schématiquement par la Figure 9. Les intrants de nos plans d'expériences consistent en des blocs d'aluminium sur lesquels les facteurs contrôlables sont les paramètres de coupe ( $x_n$ ). La principale condition qui doit-être respectée lors du choix des facteurs contrôlables est qu'ils soient indépendants les uns des autres [8]. Le processus subira l'influence des facteurs sur lesquels nous n'avons pas le contrôle ( $z_n$ ). Les sorties ( $y_i$ ) sont d'abord la rugosité moyenne  $R_a$  et ensuite l'estimé de la profondeur des vallées



$R_{vk}$ . L'étude des résultats d'un plan d'expériences consiste à trouver les facteurs et leurs ajustements pour lesquels les sorties ( $y_i$ ) seront optimisées et les effets des facteurs non contrôlables ( $z_n$ ) seront minimisés. Cette étude permet aussi de déterminer quels sont les facteurs qui ont le plus d'influence sur le processus pour ainsi réduire la variabilité sur les réponses ( $y_i$ ).

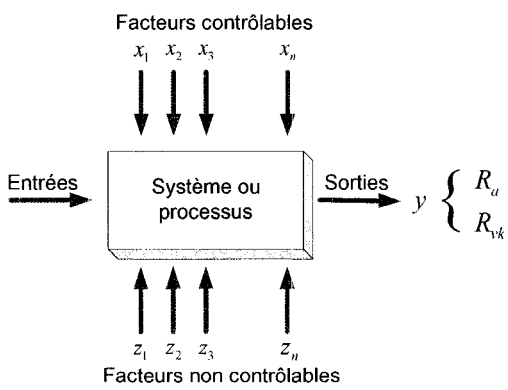


Figure 9 Modèle général d'un processus ou d'un système

L'approche d'un plan d'expériences factoriel complet, bien qu'elle soit onéreuse, permet une meilleure résolution car elle nous permet d'investiguer adéquatement l'ensemble des interactions entre les divers facteurs [8]. L'exécution d'un plan d'expérience de ce type débute d'abord par le choix des facteurs sur lesquels il y a un besoin d'étude relativement à leur effet sur la réponse finale. Lorsque ces derniers ont été sélectionnés, les niveaux de variation de chaque facteur doit-être déterminé tout en respectant des limites logiques et réalisables. Parfois le choix des niveaux doit être mis à l'essai afin de vérifier s'ils sont réalistes. Le réflexe naturel est de choisir les limites extrêmes de la plage du facteur. Si ces limites ne sont pas vérifiées, le modèle recherché risque de ne pas se présenter.

Lorsque les niveaux des facteurs sont déterminés, l'ensemble des combinaisons à tester doit être établi pour ensuite ordonner une séquence aléatoire d'essais. Ce qui a été respecté dans le présent mémoire, l'expérimentation a été opérée selon une séquence aléatoire. La réplication des mesures pour les réponses est aussi très importante car, plus le nombre de répliques est élevé, plus l'estimation des effets sera précise. Lors de la prise de mesure du fini de surface, cinq (5) échantillons de surface ont été mesurés à des endroits différents de par leur position. La variance de la réponse ( $\sigma_y^2$ ) sera effectivement plus précise que la variance d'une observation ( $\sigma^2$ ) puisque cette dernière sera réduite par la division du nombre de répliques ( $n$ ) tel que représenté par l'équation (2.1).

$$\sigma_y^2 = \frac{\sigma^2}{n} \quad (2.1)$$

Le traitement numérique des données est effectué avec une analyse de la variance (ANOVA). Le principe de l'ANOVA peut être modélisé par l'équation (2.2) :

$$y_{ij} = \mu_i + \varepsilon_{ij} \quad (2.2)$$

où  $y_{ij}$  représente la  $j^{\text{ième}}$  observation lue pour le niveau  $i$  du facteur à l'étude. Pour sa part  $\mu_i$  est la moyenne du  $i^{\text{ième}}$  niveau du facteur d'intérêt alors que  $\varepsilon_{ij}$  consiste en une erreur aléatoire qui inclut toutes les autres sources de variabilité telles que la prise de mesures, les facteurs non contrôlables et autres... Ce modèle peut aussi s'écrire sous la forme de l'équation (2.3) appelée modèle des effets :

$$y_{ij} = \mu + \tau_i + \varepsilon_{ij} \quad (2.3)$$

où la moyenne d'ensemble  $\mu$  est commune pour tous les niveaux du facteur et  $\tau_i$  est un paramètre unique à chaque  $i$  ième niveau de ce même facteur.

Après l'expérimentation et la prise de mesure, l'analyse statistique des données résultantes donnera naissance à un modèle empirique basé sur les facteurs les plus influents au niveau du processus ou système à l'étude. Cette analyse permettra aussi d'éclairer le responsable du processus ou du système sur le niveau d'influence que peut avoir chacun des facteurs sur la réponse attendue. La section 2.3.2 décrit en détail notre choix des facteurs et leurs niveaux pour chacun des trois plans d'expériences.

### 2.3.2 Choix des facteurs et leurs niveaux

Cette étude présente d'abord le premier plan d'expériences factoriel complet de quatre (4) facteurs appelés plan d'expériences #1 (Figure 10 et Tableau III).

1. **Avance par dent** : 0.0635 mm, 0.0889 mm, 0.1143 mm.
2. **Vitesse de broche** : 16 700 rpm, 21 630 rpm, 24 000 rpm.
3. **Fluide de coupe** : Jet d'huile de coupe, jet d'air sous pression à 620.5 kPa.
4. **Profondeur de coupe axiale** : 0.127 mm, 1.016 mm.

La profondeur de coupe radiale est un paramètre conservé constant à une valeur de 7.112 mm. Un total de 36 essais ont donc été effectués ( $3^2 \times 2^2 = 36$ ). Chacun des essais requiert une combinaison de niveaux différente en respect avec les principes d'expérimentation d'un plan factoriel complet tel que décrit par [60].

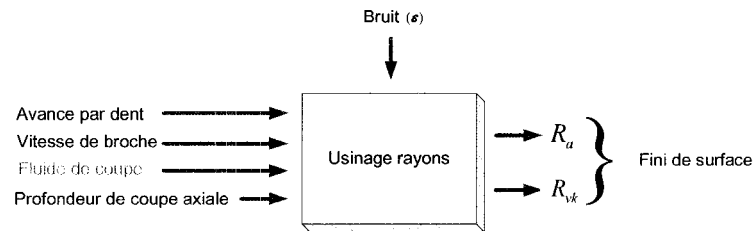


Figure 10 Plan d'expériences #1 ( finition des rayons de la pièce usinée)

Tableau III

Description des essais du plan d'expériences #1 avec l'outil (*Imco Streaker End Mill*) en ordre numérique

Essai	Avance/dent (mm)	Vitesse broche (rpm) $10^3$	Fluide	Prof. de coupe (mm)	Essai	Avance/dent (mm)	Vitesse broche (rpm) $10^3$	Fluide	Prof. de coupe (mm)
1	0.064	24	Air	0.127	19	0.064	24	Air	1.016
2	0.064	24	Huile	0.127	20	0.064	24	Huile	1.016
3	0.064	21.6	Air	0.127	21	0.064	21.6	Air	1.016
4	0.064	21.6	Huile	0.127	22	0.064	21.6	Huile	1.016
5	0.064	16.7	Air	0.127	23	0.064	16.7	Air	1.016
6	0.064	16.7	Huile	0.127	24	0.064	16.7	Huile	1.016
7	0.089	24	Air	0.127	25	0.089	24	Air	1.016
8	0.089	24	Huile	0.127	26	0.089	24	Huile	1.016
9	0.089	21.6	Air	0.127	27	0.089	21.6	Air	1.016
10	0.089	21.6	Huile	0.127	28	0.089	21.6	Huile	1.016
11	0.089	16.7	Air	0.127	29	0.089	16.7	Air	1.016
12	0.089	16.7	Huile	0.127	30	0.089	16.7	Huile	1.016
13	0.114	24	Air	0.127	31	0.114	24	Air	1.016
14	0.114	24	Huile	0.127	32	0.114	24	Huile	1.016
15	0.114	21.6	Air	0.127	33	0.114	21.6	Air	1.016
16	0.114	21.6	Huile	0.127	34	0.114	21.6	Huile	1.016
17	0.114	16.7	Air	0.127	35	0.114	16.7	Air	1.016
18	0.114	16.7	Huile	0.127	36	0.114	16.7	Huile	1.016

Initialement, notre projet incluait un cinquième facteur pour le plan d'expériences #1. En effet, l'étude visait également l'influence du nombre de flûtes de l'outil de coupe sur le

fini de surface de la pièce usinée. Ce facteur prévoyait une variation de deux (2) niveaux (2 flûtes, 3 flûtes). Par contre, ce dernier n'a pas pu être considéré par la présente étude puisqu'il y a eu un bris mécanique d'une des trois (3) flûtes durant la phase expérimentale du projet. Si ce bris mécanique avait pu être évité, le plan d'expériences factoriel complet aurait nécessité 72 essais ( $3^2 \times 2^3 = 72$ ).

Le plan d'expériences #2 (Figure 11 et Tableau IV) utilise l'outil Sandvik Coromant pour effectuer la finition des murs intérieurs à parois minces. Nous avons décidé de mettre l'emphasis sur la profondeur de coupe axiale avec trois (3) niveaux en réduisant le nombre de niveaux à deux (2) pour l'avance par dent. L'intérêt de ce changement est de déterminer l'influence de la profondeur de coupe sur une paroi qui n'est pas perpendiculaire par rapport à l'horizontal. Les trois plans d'expériences sont effectués dans les mêmes 36 pièces d'aluminium. Nous ne pouvons donc pas piloter plus de 36 essais pour chacun des plans d'expériences. Ceci explique la réduction du nombre de niveaux de l'avance par dent. Le type de pastille est aussi un facteur d'intérêt puisque les manufacturiers favorisent celle à revêtement en céramique. Ces derniers mentionnent que ces pastilles sont plus tranchantes que celles au carbure. Les facteurs qui composent le plan d'expériences #2 sont donc les suivants :

1. **Avance par dent** : 0.1270 mm et 0.1778 mm.
2. **Profondeur de coupe axiale** : 1.270 mm, 1.524 mm, 1.778 mm.
3. **Vitesse de broche** : 18 000 rpm, 21 800 rpm, 24 000 rpm).
4. **Type de pastilles** : Carbure, Céramique.

La largeur de coupe est gardée constante lors des essais pour une valeur de 3.175 mm. Ce plan d'expériences nécessite 36 essais afin de tester l'ensemble des combinaisons possibles selon le calcul suivant (niveaux<sup>facteurs</sup> x niveaux<sup>facteurs</sup>) ( $2^2 \cdot 3^2 = 36$ ).

Tableau IV

Description des essais du plan #2 avec l'outil *Sandvik Coromant* en ordre numérique

Essai	Prof. coupe axiale (mm)	Avance /dent (mm)	Vitesse broche (rpm) $10^3$	Type de pastilles	Essai	Prof. coupe axiale (mm)	Avance /dent (mm)	Vitesse broche (rpm) $10^3$	Type de pastilles
1	1.270	0.127	24	Céramique	19	1.524	0.178	24	Céramique
2	1.270	0.127	24	Carbure	20	1.524	0.178	24	Carbure
3	1.270	0.127	21.8	Céramique	21	1.524	0.178	21.8	Céramique
4	1.270	0.127	21.8	Carbure	22	1.524	0.178	21.8	Carbure
5	1.270	0.127	18	Céramique	23	1.524	0.178	18	Céramique
6	1.270	0.127	18	Carbure	24	1.524	0.178	18	Carbure
7	1.270	0.178	24	Céramique	25	1.778	0.127	24	Céramique
8	1.270	0.178	24	Carbure	26	1.778	0.127	24	Carbure
9	1.270	0.178	21.8	Céramique	27	1.778	0.127	21.8	Céramique
10	1.270	0.178	21.8	Carbure	28	1.778	0.127	21.8	Carbure
11	1.270	0.178	18	Céramique	29	1.778	0.127	18	Céramique
12	1.270	0.178	18	Carbure	30	1.778	0.127	18	Carbure
13	1.524	0.127	24	Céramique	31	1.778	0.178	24	Céramique
14	1.524	0.127	24	Carbure	32	1.778	0.178	24	Carbure
15	1.524	0.127	21.8	Céramique	33	1.778	0.178	21.8	Céramique
16	1.524	0.127	21.8	Carbure	34	1.778	0.178	21.8	Carbure
17	1.524	0.127	18	Céramique	35	1.778	0.178	18	Céramique
18	1.524	0.127	18	Carbure	36	1.778	0.178	18	Carbure

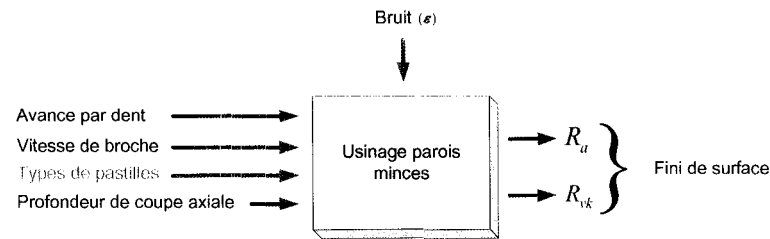


Figure 11 Plan #2 de la finition des parois minces de la pièce usinée

Le plan d'expériences #3 (Tableau V et Figure 12) consiste à utiliser l'outil de coupe *Kennametal* pour effectuer les passes d'ébauche sur les 36 pièces. L'objectif est d'améliorer le taux d'enlèvement d'aluminium en évitant les vibrations régénératives. L'outil de coupe *Kennametal* possède un large diamètre ce qui augmente sa rigidité par rapport aux outils des plans d'expérience #1 et #2. L'intérêt envers le plan d'expériences #3 est de déterminer si la largeur de coupe aura une influence sur le fini de surface. C'est pourquoi nous avons changé les paramètres du fluide de coupe et du type de pastille pour la largeur de coupe. Les paramètres initiaux utilisés par le partenaire industriel ne démontrent pas la présence de vibration régénérative. Par contre, l'utilisation de ces paramètres ne permet pas l'utilisation du centre d'usinage selon ses capacités maximales.

Les facteurs à l'étude pour le plan d'expériences #3 (Figure 12) sont les suivants :

1. **Avance par dent** : 0.0635 mm et 0.1016 mm.
2. **Profondeur de coupe axiale** : 3.810 mm, 4.064 mm, 4.445 mm.
3. **Vitesse de broche** : 18 000 rpm, 21 000 rpm, 24 000 rpm.
4. **Largeur de coupe** : 16.5862 mm, 19.0500mm.

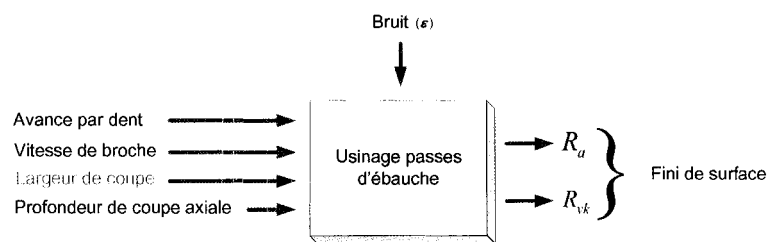


Figure 12 Plan d'expériences #3 des passes d'ébauche de la pièce usinée

Tableau V  
Description des essais du plan d'expériences #3 avec l'outil *Kennametal*  
en ordre numérique

Essai	Prof. coupe axiale (mm)	Avance par dent (mm)	Vitesse de broche (rpm) $10^3$	Largeur de coupe (mm)	Essai	Prof. coupe axiale (mm)	Avance par dent (mm)	Vitesse de broche (rpm) $10^3$	Largeur de coupe (mm)
1	3.810	0.064	18	16.586	19	4.064	0.102	18	16.586
2	3.810	0.064	18	19.050	20	4.064	0.102	18	19.050
3	3.810	0.064	21	16.586	21	4.064	0.102	21	16.586
4	3.810	0.064	21	19.050	22	4.064	0.102	21	19.050
5	3.810	0.064	24	16.586	23	4.064	0.102	24	16.586
6	3.810	0.064	24	19.050	24	4.064	0.102	24	19.050
7	3.810	0.102	18	16.586	25	4.445	0.064	18	16.586
8	3.810	0.102	18	19.050	26	4.445	0.064	18	19.050
9	3.810	0.102	21	16.586	27	4.445	0.064	21	16.586
10	3.810	0.102	21	19.050	28	4.445	0.064	21	19.050
11	3.810	0.102	24	16.586	29	4.445	0.064	24	16.586
12	3.810	0.102	24	19.050	30	4.445	0.064	24	19.050
13	4.064	0.064	18	16.586	31	4.445	0.102	18	16.586
14	4.064	0.064	18	19.050	32	4.445	0.102	18	19.050
15	4.064	0.064	21	16.586	33	4.445	0.102	21	16.586
16	4.064	0.064	21	19.050	34	4.445	0.102	21	19.050
17	4.064	0.064	24	16.586	35	4.445	0.102	24	16.586
18	4.064	0.064	24	19.050	36	4.445	0.102	24	19.050



Dans la section 2.3.3 nous exposons les réponses attendues des trois (3) plans d'expériences ainsi que la méthode de mesure et les localisations des mesures effectuées sur les pièces usinées.

### 2.3.3 Réponses et méthodes de mesure

L'usinage effectué durant les trois (3) plans d'expériences présentés à la section précédente a permis de procéder à la prise des mesures du fini de surface des rayons, des parois minces et des passes d'ébauche à l'aide d'un rugosimètre Mitutoyo SJ-400 dont la résolution est de  $0.0001 \mu m$  sur une longueur de  $8 \mu m$ . La précision de cet outil de mesure a été définie par la moyenne ( $\mu = 2.99931 \mu m$ ) et l'écart type ( $\sigma = 0.003266 \mu m$ ) d'un échantillon de neuf (9) lectures prises sur un étalon de rugosité moyenne  $R_a = 2.99583 \mu m$ . L'erreur systématique est donc de l'ordre de 0.12% par rapport à la valeur de l'étalon et la répétabilité est de l'ordre de  $\pm 0.0065 \mu m$  pour un niveau de confiance de 95%. Les mesures sont effectuées selon les recommandations de la norme ASME B46.1 2002 '*Surface Texture, Surface Roughness, Waviness and Lay*'.

Les réponses recherchées pour les trois (3) plans d'essais sont le  $R_a$  et le  $R_{vk}$  au début de la passe de finition du rayon (position #1), au milieu (position #2) et à la fin (position #3) tel qu'illustré à la Figure 13. À l'aide de ces données, la recherche d'un modèle pour chacune des positions est effectuée pour ensuite identifier la valeur maximale du  $R_a$  entre les 3 positions sélectionnées afin de minimiser la réponse obtenue par le biais d'un autre modèle. Également, la valeur maximale du  $R_{vk}$  entre les trois (3) positions a été choisie comme deuxième réponse à minimiser afin de réduire les profondeurs des vallées par rapport au plateau principal de la surface. Le choix du paramètre de la rugosité moyenne de la surface  $R_a$  comme première réponse est prioritaire puisqu'il est le paramètre utilisé par l'industrie aéronautique nord américaine. Quant au choix du

paramètre de l'estimé de la profondeur des vallées  $R_{vk}$  s'explique par une diminution des probabilités d'apparition d'amorce de fissure sur la pièce lorsque sa valeur est minimisée.

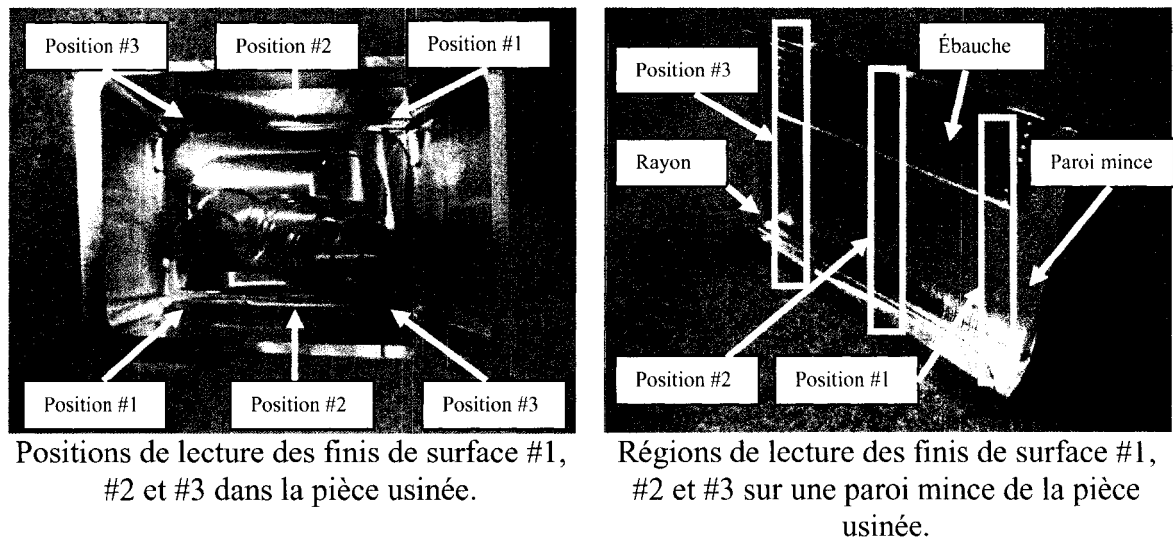


Figure 13 Illustration des positions de lectures des finis de surface sur les pièces usinées

## 2.4 Conclusion du chapitre 2

Nous avons présenté, le centre d'usinage, les outils de coupe, leur système de balancement et la pièce usinée qui sont utilisés dans la présente étude. Les principes fondamentaux sur les plans d'expériences ont été assimilés. La conception des trois (3) plans d'expériences factoriels complets qui font l'objet de la présente étude ont été déterminés ainsi que leurs réponses. Les résultats de cette recherche s'appliquent seulement aux outils mentionnés précédemment ainsi qu'au centre d'usinage Fidia K411. Chacun des outils à l'étude a été balancé de sorte à minimiser les vibrations non désirées lors de l'usinage expérimental. Le chapitre trois présentera les essais

préliminaires qui ont servi à l'établissement des niveaux raisonnables des divers facteurs pour chacun des plans d'expériences.

## CHAPITRE 3

### ÉTUDES ET ESSAIS PRÉLIMINAIRES

Le présent chapitre vise à démontrer que le centre d'usinage est dans un état fonctionnel acceptable pour procéder aux essais par un test de tolérance d'opération (*Ball bar*) voir Figure 14. Également, la caractérisation des outils de coupe est effectuée afin de définir les conditions initiales. Enfin, l'identification des lobes de stabilité et des modes de vibration dynamique des ensembles machine-outil sont présentées suivi d'une phase expérimentale qui vise à confirmer que le choix des niveaux des paramètres de coupe se situe à l'intérieur des régions stables.

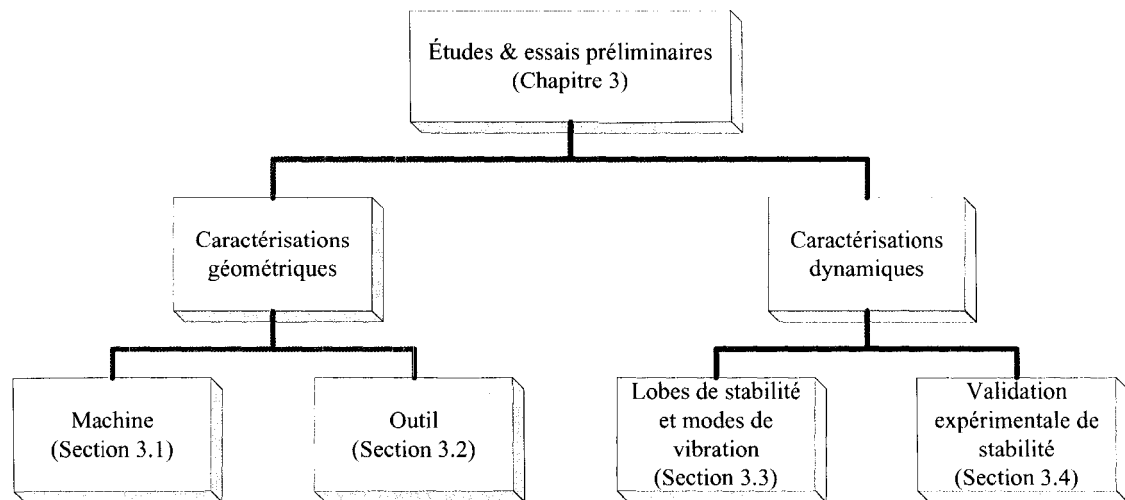


Figure 14 Organigramme des études et essais préliminaires

#### 3.1 Caractérisation géométrique de la machine à contrôle numérique

Lors du déplacement de l'outil de coupe sur une trajectoire définie, certaines variations peuvent être observées dans l'amplitude et la direction des forces de coupe ainsi que dans la rigidité de la relation entre l'outil et la pièce selon Koenigsberger et Tlustý [61].

Le déplacement relatif occasionne des déviations sur la géométrie désirée de la pièce causant ainsi des erreurs de formes et de profils. Les erreurs géométriques du centre d'usinage ont été caractérisées en conduisant un test de *Ball-Bar* avec l'équipement QC10 fabriqué par Renishaw (voir Figure 15) selon les recommandations de la norme ASME B5.54. Ce test permet de déceler et de quantifier les diverses erreurs géométriques : orientation, positionnement et hystérésis en plus de démontrer et de quantifier les imprécisions occasionnées par le contrôleur du centre d'usinage.

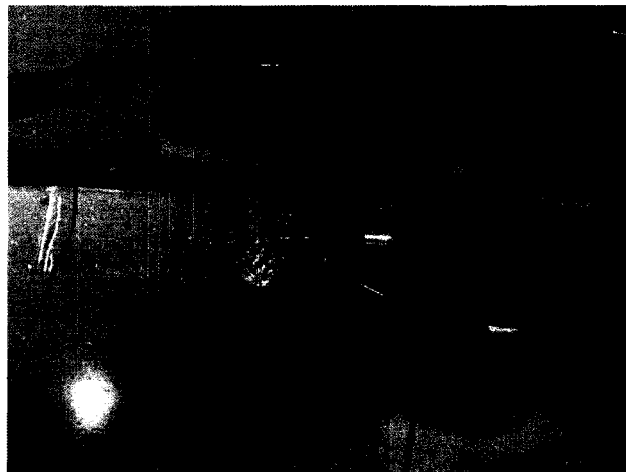


Figure 15 Essais *Ball bar* avec l'équipement QC10 de Renishaw

Le test de *Ball-Bar* a été piloté sur les trois (3) plans  $xy$ ,  $yz$  et  $xz$ . Ce test consiste à passer une commande de déplacement au contrôleur afin que le centre d'usinage effectue une première rotation dans le sens horaire et une seconde rotation dans le sens antihoraire pour chaque plan. Lors de ces rotations, l'instrument mesure toutes les déviations à partir du cercle théorique. Le logiciel de Renishaw traite ensuite les données selon le standard de l'ASME B5.54 afin de créer les graphiques des déviations pour les plans  $xy$ ,  $yz$  et  $xz$ . Les résultats complets de ces essais sont disponibles à l'annexe 4 et les plus importantes déviations observées sur le centre Fidia K411 sont présentées au Tableau VI.

Tableau VI  
Principaux résultats du *ball bar* test

<b>Erreur maximale (mm) sur la commande d'un cercle de rayon = 300.000 mm</b>			
<b>Type d'erreur</b>	<b>Plan <i>xy</i></b>	<b>Plan <i>yz</i></b>	<b>Plan <i>xz</i></b>
Déviation sur le rayon	0.019	0.012	0.013
Tolérance de position	0.113	0.082	0.091
Circularité	0.019	0.027	0.027

La tolérance spécifiée pour les parois minces et le rayon à l'étude est de 0.508 mm (0.020 pouce). Donc l'erreur de reproduction circulaire qui correspond à la capacité de la machine à effectuer un parcours circulaire (erreur de forme et erreur de l'hystérésis) est de 5.3% de la tolérance dans les plans *yz* et *xz*. L'erreur maximale du centre d'usinage est celle de la tolérance de position avec une erreur de 22.2% de la tolérance pour le plan *xy*. Le test de *Ball Bar* démontre donc que la machine possède une précision acceptable pour respecter les tolérances dimensionnelles et géométriques spécifiées par le dessin des longerons aux niveaux des parois minces.

### 3.2 Caractérisation géométrique des outils de coupe

Nous avons utilisé pour le plan d'expérience #1 un (1) outil de coupe à bout sphérique de modèle *Imco Streaker End Mill* à 2 flûtes en carbure (#33572 1247CR) (Figure 16 et Tableau VII). Cet outil a pour fonction d'effectuer les passes de finition des rayons à la base des murs minces des longerons. L'outil est utilisé durant les essais pour effectuer **uniquement** les passes de finition.

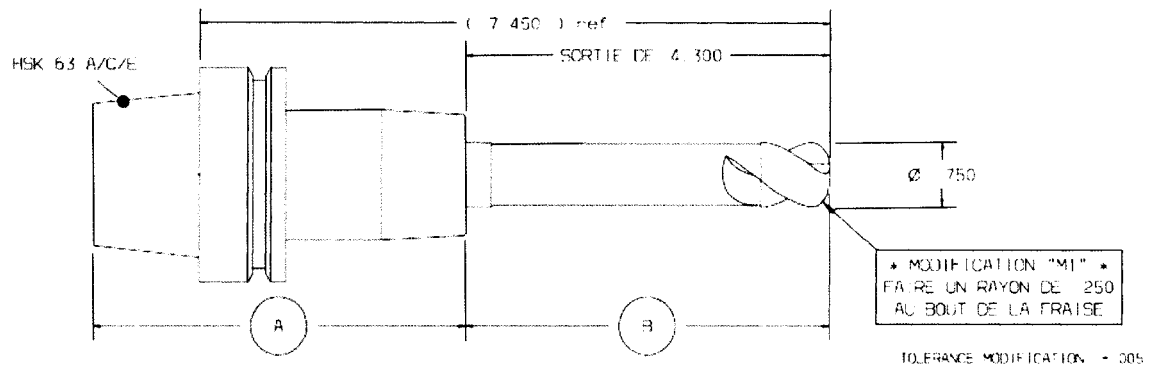


Figure 16 Dessin de modification de l'outil standard *Imco Streaker End Mill*<sup>3</sup>

Tableau VII  
Caractéristiques géométriques et dimensionnels de l'outil  
*Imco Streaker End Mill.*

Caractéristique géométrique	Dimension
Diamètre arbre et section de coupe	19.042 mm
Rayon au bout (modifié)	6.238 mm
Angle d'hélice	45.018°
Angle de dépouille axial	-0.429°
Angle de dépouille radial	15.829°
Angle axial de découpe (nominal)	45°
Longueur axiale de couteau (modifié)	26.238 mm

Il est à noter que les outils à pastilles Sandvik Coromant et Kennametal n'ont pas été mesurés puisque les pastilles de remplacement sont beaucoup moins onéreuses que les outils *Imco Streaker End Mill* et *Niagara End Mill*. Les pastilles sont ainsi inspectées visuellement après chaque essai afin de s'assurer que l'usure n'est pas présente. Nous n'exposons pas les données relatives à l'outil *Niagara End Mill* puisque ce dernier n'a pas terminé les essais en raison d'un bris mécanique d'une des trois (3) flûtes tel que mentionné précédemment.

<sup>3</sup> Noter que les dimensions indiquées sur le dessin de l'outil sont celles du système impérial.

### 3.3 Identification expérimentale des zones de stabilité

Une analyse vibratoire de l'ensemble machine-outil selon la méthode développée par Engin et Altintas [2, 62] nous a permis d'identifier les lobes de stabilité dynamique à l'intérieur du domaine d'opération de la machine (Figure 18). Cette méthode permet de donner un aperçu approximatif de la localisation des fenêtres opératoires. Il est important de noter que la surface sous la courbe correspond à la région théorique de stabilité alors que celle située au dessus de la courbe définit la zone de vibration régénérative de l'ensemble machine-outil.

Pour procéder à l'identification des lobes de stabilités un accéléromètre est installé sur l'outil de coupe ce qui permet d'effectuer l'acquisition des vibrations. Ces dernières servent à identifier la fonction de transfert de l'ensemble machine-outil après que ce dernier ait été excité par un marteau d'impact (Figure 17). L'enregistrement de la force de frappe et de l'accélération nous permet d'obtenir les données nécessaires aux calculs des modes de vibration. Cette opération a été effectuée sur l'outil de coupe dans les directions  $x$  et  $y$ . Un minimum de dix (10) tests d'impact dans chaque direction ont été répétés sur l'outil dans l'objectif d'obtenir une moyenne représentative et fiable. Cette approche nous a permis de cerner les zones de stabilité approximatives (Figure 18), ce qui a servi à la définition des limites opératoires des niveaux des facteurs à l'étude pour les quatre (4) outils sélectionnés.

Il est important de mentionner que cette méthode est approximative puisqu'elle se base sur un modèle de coupe général établi par Engin et Altintas [2-4]. La variation de la masse de la pièce usinée n'est pas un paramètre considéré comme variable dans cette méthode d'identification des zones de stabilité. Des méthodes plus récemment investiguées considèrent la variation de la rigidité de la pièce travaillée [36]. Malheureusement, nous n'avons pas été en mesure d'utiliser cette technologie puisqu'elle n'est pas encore disponible.



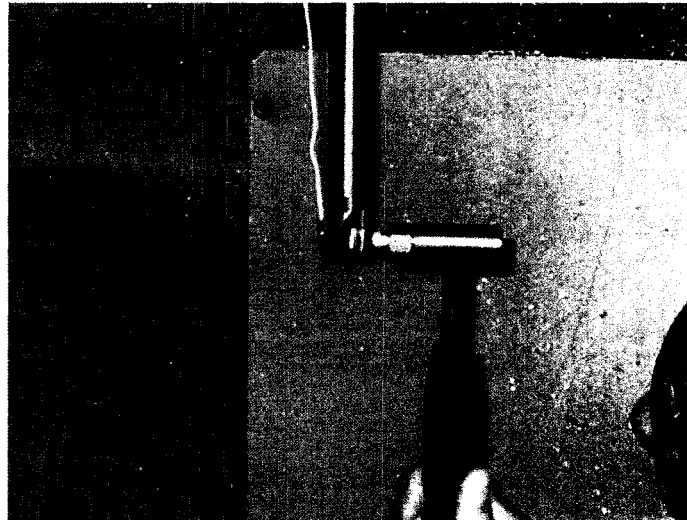


Figure 17 Test d'impact pour identification des modes de vibration sur l'outil *Sandvik Coromant*

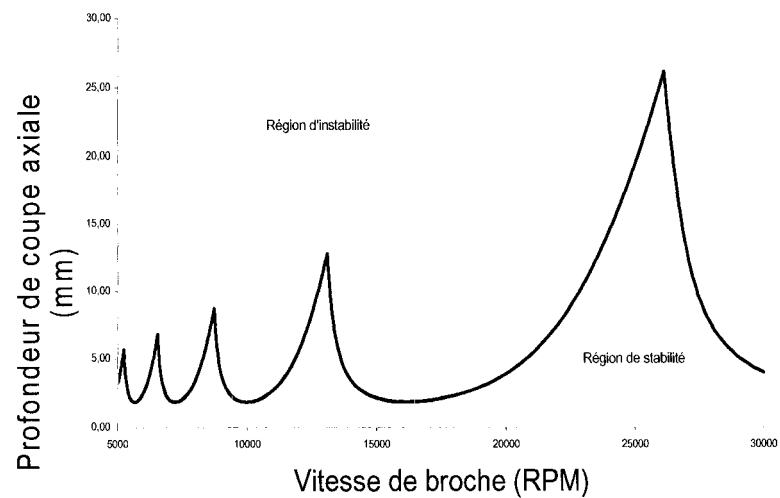


Figure 18 Lobes de stabilité Fidia K411-*Imco Streaker End Mill 33572 1247CR*

Les graphiques représentant les lobes de stabilité et modes de vibration des outils utilisés pour ce projet sont disponibles à l'annexe 5.

### 3.4 Validation expérimentale de certaines zones de stabilité

Telle que mentionnée précédemment, la caractérisation dynamique est approximative. Ceci est dû à la généralisation du modèle de coupe utilisé. Des essais de coupe et des mesures acoustiques ont alors été jugées nécessaires pour valider la stabilité en fonction des divers niveaux des paramètres de coupe sélectionnés pour chaque outil visé (Tableau IX, Tableau XI et Tableau XIII). Le but de la démarche est de s'assurer que ces paramètres ne provoquent pas de vibrations régénératives lors du passage de l'outil dans la pièce usinée telle que proposée par Solis [5]. Les travaux effectués dans ce domaine sont plus avancés pour certains types d'outils que pour d'autres et ne peuvent pas être précis pour tous les outils. Il y a donc présence d'une incertitude sur la position de la limite de stabilité.

Tous les essais de coupe effectués pour valider la limite de stabilité avec l'outil *Imco Streaker End Mill* (Tableau IX) sont situés dans la zone de stabilité (Figure 19). Malgré ce fait, une faible proportion a montré une absence complète de vibration alors que la majeure partie de ces essais a généré soit une faible ou soit une forte amplitude vibratoire (Tableau VIII).

Tableau VIII  
Proportion des essais de coupe par catégorie  
de vibration pour l'outil *Imco Streaker End Mill*

État vibratoire	Proportion des essais (%)
Aucune vibration	33.3
Faible vibration	46.6
Forte vibration	20

Tableau IX  
 Résultats des essais de coupe pour validation des zones de stabilité avec l'outil *Imco Streaker End Mill* à 2 flûtes<sup>4</sup>

<b>Largeur de coupe (mm)</b>	<b>Vitesse broche (rpm) 10<sup>3</sup></b>	<b>Avance (mm/dent)</b>	<b>Taux d'enlèvement (cm<sup>3</sup>/min)</b>	<b>Prof. coupe (mm)</b>	<b>État vibratoire</b>
<b>7.112</b>	<b>9</b>	<b>0.152</b>	<b>14.9</b>	<b>0.762</b>	<b>Forte vibration</b>
7.112	24	0.203	88.1	1.270	Aucune vibration
7.112	24	0.203	88.1	1.270	Faible vibration
7.112	24	0.203	70.5	1.016	Faible vibration
7.112	24	0.152	39.6	0.762	Pas de vibration
7.112	24	0.152	39.6	0.762	Pas de vibration
7.112	16.7	0.127	15.3	0.508	Faible vibration
7.112	16.7	0.127	23	0.762	Faible vibration
7.112	16.7	0.127	26.8	0.889	Faible vibration
7.112	16.7	0.127	30.7	1.016	Faible vibration
7.112	21.63	0.127	19.8	0.508	Aucune vibration
7.112	21.63	0.127	39.7	1.016	Aucune vibration
7.112	21.63	0.127	59.5	1.524	Forte vibration
7.112	9	0.152	14.9	0.762	Forte vibration
7.112	18	0.152	29.7	0.762	Faible vibration

Ces résultats indiquent que la limite de stabilité se situe à des profondeurs de coupe inférieure à ce qui est démontré à la Figure 18. Avec le nombre d'essais réalisés, il est difficile de situer la localisation des lobes sur l'abscisse (axe  $x$  vitesse de rotation de la broche).

---

<sup>4</sup> La première ligne de donnée du tableau correspond aux paramètres de coupe initialement utilisés par le partenaire industriel.

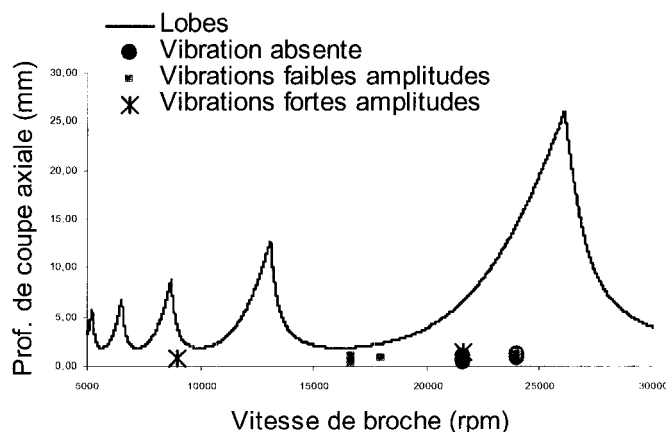


Figure 19 Illustration des tests de coupe et leur état vibratoire pour l'outil *Imco Streaker End Mill* à deux (2) flûtes

La Figure 19 illustre la position des essais de coupe et il est évident que la zone de stabilité est inférieure à ce que nous avons initialement identifié. En effet, il y a présence de broutage dans 66.6% des cas situés dans la région de stabilité. Nous ne pouvons donc pas statuer sur la position exacte des lobes de stabilité. Étant donné que l'outil de coupe est modifié pour un rayon de 6.35 mm et que le modèle de coupe utilisé est général, la position des lobes devient une approximation dans le domaine de la vitesse de la broche et de la profondeur de coupe. De plus, les essais de coupe pilotés n'ont pas conservé la même avance par dent pour tous les tests car une variation de ce paramètre était alors nécessaire pour identifier la présence de vibration régénérative pour divers niveaux. Enfin, la position des lobes de stabilité change en fonction de la position du bout de l'outil dans l'enceinte d'usinage. Lorsque l'outil se situe au voisinage du plancher la rigidité de la broche est différente par rapport à la position médiane entre le plafond et le plancher du centre d'usinage. Ce phénomène peut s'expliquer par un changement de la longueur du bras de levier entre le bout de l'outil et l'ancrage de la broche sur les axes de déplacement latéral et longitudinal. Ceci explique les modifications des lobes de stabilité de l'ensemble machine-outil présenté à la Figure 20.

Les essais de coupe que nous avons performé considèrent seulement la dynamique de l'ensemble machine-outil. Pour obtenir une meilleure précision sur la position des lobes de stabilité, la dynamique de l'ensemble machine-outil-pièce devrait être considérée. Par contre, il est difficile de considérer la dynamique de ce trio puisque la masse et donc la rigidité de la pièce varie durant l'usinage.

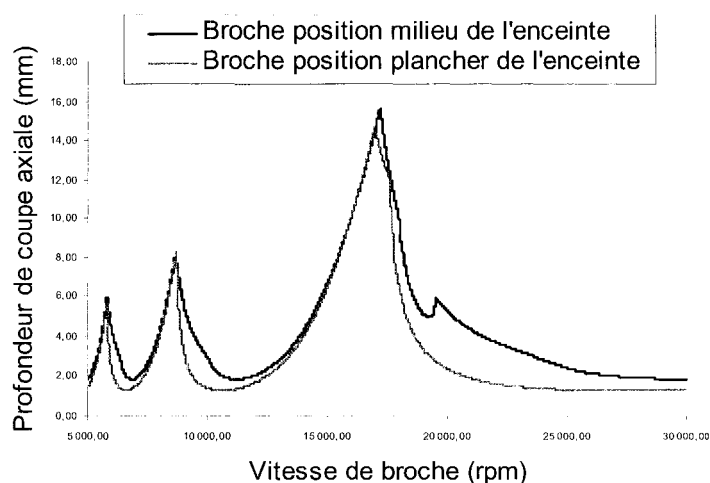


Figure 20 Comparaison de la position des lobes de stabilité entre deux (2) positions de la broche pour l'outil *Niagara End Mill* à trois (3) flûtes

Les essais de coupe avec l'outil *Sandvik Coromant* démontrent un phénomène semblable à celui observé avec l'outil *Imco Streaker End Mill*. Malgré une localisation éloignée de la limite dans la région stable, 50% des essais ont quand même démontré la présence de vibrations régénératives (Tableau X). Une fois de plus la limite de stabilité semble inférieure à ce que les lobes de stabilité ont prédit (voir annexe 5 Figure 118). Il est aussi impossible avec les essais (Tableau XI) de positionner précisément l'abscisse (vitesse de broche) des lobes de stabilité.

Tableau X  
Proportion des essais de coupe par catégorie  
de vibration pour l'outil *Sandvik Coromant*

<b>État vibratoire</b>	<b>Proportion des essais (%)</b>
Aucune vibration	50
Faible vibration	5
Forte vibration	45

Tableau XI  
Résultats des essais de coupe pour validation des zones de stabilité avec  
l'outil *Sandvik Coromant*<sup>5</sup>

<b>Vitesse broche (rpm) 10<sup>3</sup></b>	<b>Avance (mm/dent)</b>	<b>Taux d'enlèvement (cm<sup>3</sup>/min)</b>	<b>Prof. coupe (mm)</b>	<b>État vibratoire de l'ensemble machine-outil</b>
<b>18</b>	<b>0.178</b>	<b>38.7</b>	<b>1.905</b>	<b>Aucune vibration</b>
21.8	0.178	31.3	1.270	Aucune vibration
21.8	0.152	40.2	1.905	Forte vibration
19.29	0.178	41.5	1.905	Forte vibration
18	0.178	38.7	1.905	Faible vibration
19.29	0.152	23.7	1.270	Forte vibration
24	0.152	29.5	1.270	Aucune vibration
24	0.152	23.6	1.016	Aucune vibration
24	0.152	26.5	1.143	Aucune vibration
24	0.152	29.5	1.270	Aucune vibration
20.3	0.152	24.9	1.270	Forte vibration
18	0.152	33.2	1.905	Forte vibration
24	0.152	35.4	1.524	Aucune vibration
24	0.152	44.2	1.905	Forte vibration
24	0.152	41.3	1.778	Forte vibration
24	0.152	38.3	1.651	Forte vibration
24	0.152	35.4	1.524	Aucune vibration
18	0.152	26.5	1.524	Aucune vibration
21.8	0.152	32.2	1.524	Forte vibration
21.8	0.152	26.8	1.270	Aucune vibration

<sup>5</sup> Les essais ont été effectués pour une largeur de coupe de 3.175 mm et avec des pastilles en céramique à l'exception du premier test pour lequel des pastilles au carbure ont été utilisés.

Les essais de coupe pour l'outil *Kennametal* montrent des résultats plus près de la limite de stabilité théorique que ceux des outils *Imco Streaker End Mill* et *Sandvik Coromant* (Tableau XIII). Les vibrations régénératives apparaissent toujours sous la courbe, mais plus près de cette dernière. Le niveau de confiance que nous pouvons avoir sur la limite théorique telle que prédite par la méthode d'Altintas et Weck [63] est donc plus représentatif car les essais de coupe démontrent que 66.6% des essais sont sans vibration et qu'il y a une faible amplitude vibratoire de l'outil dans le reste des cas (Tableau XII).

Tableau XII  
Proportion des essais de coupe par catégorie  
de vibration pour l'outil *Kennametal*

<b>État vibratoire</b>	<b>Proportion des essais (%)</b>
Aucune vibration	66.6
Faible vibration	33.3
Forte vibration	0

Tableau XIII  
 Résultats des essais de coupe pour validation des zones de stabilité avec  
 l'outil *Kennametal*

<b>Largeur coupe (mm)</b>	<b>Vitesse broche (rpm) 10<sup>3</sup></b>	<b>Avance (mm/dent)</b>	<b>Taux d'enlèvement (cm<sup>3</sup>/min)</b>	<b>Prof. coupe (mm)</b>	<b>État vibratoire de l'ensemble machine-outil</b>
<b>24.994</b>	<b>18</b>	<b>0.102</b>	<b>696.7</b>	<b>3.810</b>	<b>Aucune vibration</b>
24.994	18	0.102	696.6	3.810	Aucune vibration
24.994	24	0.102	619.2	2.540	Aucune vibration
24.994	24	0.102	928.8	3.810	Aucune vibration
31.750	24	0.102	137.7	4.445	Aucune vibration
31.750	24	0.102	177	5.715	Faible vibration
24.994	24	0.102	154.8	6.350	Faible vibration
24.994	24	0.102	139.3	5.715	Aucune vibration
24.994	24	0.102	123.8	5.080	Aucune vibration
24.994	18	0.102	928.8	5.080	Faible vibration
24.994	21	0.102	108.4	5.080	Aucune vibration
37.490	24	0.102	162.5	4.445	Aucune vibration
37.490	24	0.102	185.8	5.080	Aucune vibration
37.490	21	0.102	162.5	5.080	Faible vibration
37.490	18	0.102	139.3	5.080	Faible vibration
37.490	18	0.102	121.9	4.445	Aucune vibration
37.490	18	0.102	104.5	3.810	Faible vibration
37.490	21	0.102	121.9	3.810	Aucune vibration

### 3.5 Conclusion du chapitre 3

Le test d'identification des tolérances d'opération (*Ball bar*) a été effectué sur le centre d'usinage à l'aide de l'équipement QC10. Nous avons démontré que la machine à cinq (5) axes est dans une bonne condition et que les essais peuvent être effectués.

Une analyse métrologique complète de l'outil *Imco Streaker End Mill* à deux (2) flûtes nous a fourni les données nécessaires à l'évaluation du niveau d'usure avant et après les essais. Les outils à pastilles *Sandvik Coromant* et *Kennametal* n'ont pas été mesurés



puisque la surface à usiner est négligeable en comparaison à la durée de vie nominale des pastilles.

Les lobes de stabilité ont été identifiés pour chaque outil de coupe et les essais de vérification de la position de la limite de stabilité ont été effectués pour confirmer que les niveaux des facteurs à l'essai ont été judicieusement choisis. Nous avons démontré que la position de la broche à l'intérieur de l'enceinte du centre modifie la rigidité de l'ensemble machine-outil, ce qui se traduit par un changement de la position des lobes de stabilité. Enfin, nous avons montré que la précision de la localisation des lobes de stabilité n'est pas précise. Ce manque de précision est occasionné d'abord par la généralité du modèle de calcul utilisé par le logiciel *Cut Pro* et en second lieu par le fait que ce modèle ne tient pas compte que l'outil interagit dynamiquement avec la pièce.

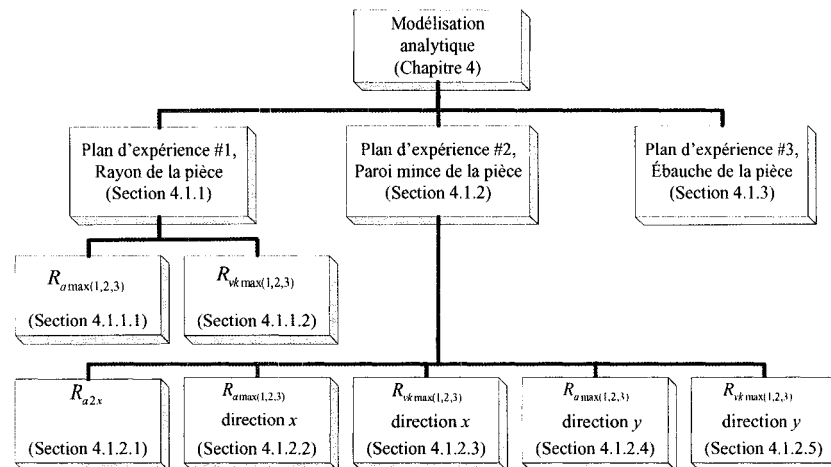
Le prochain chapitre aura pour objectif de présenter les résultats d'analyse des données obtenues suite à l'expérimentation exécutée pour les trois (3) plans d'expériences.

## CHAPITRE 4

### RÉSULTATS ET DISCUSSIONS

Le chapitre 4 expose les modèles qui découlent des analyses statistiques des résultats de fini de surface ( $R_a, R_{vk}$ ) obtenue par les trois (3) plans d'expérimentation. Les indices ( $R_a, R_{vk}$ ) sont évalués selon les recommandations de la norme ASME B46.1-2002 'Surface Texture, Surface Roughness, Waviness and Lay'. De plus, les effets principaux des paramètres de coupe sont discutés ainsi que les interactions entre ces paramètres pour chacun des trois (3) plans d'expériences. Finalement, les combinaisons de coupe optimales sont présentées et comparées aux performances ultérieures.

#### 4.1 Modélisation analytique



L'organigramme de la Figure 21 illustre notre stratégie. À l'aide de la rugosité de surface des diverses sections à l'étude, nous allons construire des modèles de prédiction pour obtenir soit la plus petite valeur de fini de surface comme critère de qualité ou la productivité la plus grande. Le critère de productivité doit permettre *ipso facto* le respect du fini de surface exigé par les spécifications du longeron. Les travaux que nous avons piloté ciblent d'abord la rugosité moyenne  $R_a$  puisque l'industrie nord américaine utilise principalement ce paramètre pour contrôler l'état de la surface. En second lieu, la modélisation a été dirigée vers le paramètre  $R_{vk}$  pour estimer la profondeur des vallées. Ce paramètre est crucial pour minimiser les possibilités d'amorce de fissures dans le matériau du longeron suite au phénomène de fatigue.

En ce qui a trait au paramètre  $R_a$  nous avons émis l'hypothèse que la valeur minimale de cette rugosité moyenne s'obtient nécessairement par une absence de toute vibration régénérative lors de l'usinage de la pièce. Ceci implique que la problématique d'interférence de l'outil *Imco Streaker End Mill* dans la paroi mince lors du passage de finition dans le rayon devrait disparaître si on tient au respect de  $R_a$  maximal.

Les modèles recherchés dans la direction longitudinale (abscisse  $x$ ) de la pièce pour la région du rayon sont ceux qui permettent la minimisation des critères de la qualité du fini de surface et l'optimisation du critère de productivité en fonction de la rugosité moyenne à respecter ( $R_a \leq 3.125 \mu m$ ).

Pour les modèles liés à l'usinage de finition des parois minces, une analyse de la direction longitudinale (abscisse  $x$ ) et verticale (ordonnée  $y$ ) des pièces a été possible. Par contre, seule la direction longitudinale a été étudiée pour les passes d'ébauche des parois minces. Ces modèles visent les mêmes critères que ceux mentionnés précédemment pour les modèles du rayon.

Les résultats des modèles de prédiction sont présentés et discutés dans le présent chapitre pour chacune des régions de la pièce à l'étude (voir Figure 7). Sept (7) modèles ont donc été élaborés afin de prédire les deux (2) paramètres de fini de surface ( $R_a, R_{vk}$ ) de chacune des régions étudiées pour ensuite minimiser les critères de la qualité du fini de surface et optimiser le critère de la productivité en fonction de  $R_a$  maximal à respecter.

#### 4.1.1 Fini de surface $R_a$ et $R_{vk}$ du rayon de la pièce

Le fini de surface du rayon des pièces a été mesuré à l'aide du rugosimètre *Surftest SJ400* de Mitutoyo installé au Laboratoire Ingénierie Produit Procédé Système (LIPPS) de l'École de Technologie Supérieure. Les lectures ont été prises aux positions 1, 2 et 3 du rayon dans le sens longitudinal (abscisse  $x$ ). Les valeurs de fini de surface  $R_a$  et  $R_{vk}$  obtenues sont présentées au Tableau XIV.

Tableau XIV  
Matrice des résultats de finis de surfaces des rayons dans la direction  $x$  en ( $\mu m$ )

#Test	$R_{a1}$	$R_{vk1}$	$R_{a2}$	$R_{vk2}$	$R_{a3}$	$R_{vk3}$	$R_{a\max(1,2,3)}$	$R_{vk\max(1,2,3)}$
1	3.654	1.295	3.448	0.564	0.415	0.248	3.654	1.295
2	3.068	0.836	3.500	1.112	0.386	0.330	3.500	1.112
3	0.428	0.263	0.611	0.257	0.426	0.343	0.611	0.343
4	0.421	0.430	0.597	0.266	0.374	0.275	0.597	0.430
5	0.410	0.294	0.677	0.321	0.435	0.232	0.677	0.321
6	0.417	0.274	0.719	0.243	0.457	0.267	0.719	0.274
7	4.752	0.993	2.815	1.182	0.316	0.410	4.752	1.182
8	4.544	0.417	0.642	0.564	0.310	0.224	4.544	0.564
9	0.483	0.444	0.585	0.406	0.363	0.527	0.585	0.527
10	0.625	0.541	0.630	0.382	0.379	0.294	0.630	0.541
11	0.455	0.283	0.426	0.569	0.395	0.241	0.455	0.569
12	0.455	0.349	0.656	0.342	0.413	0.246	0.656	0.349
13	6.273	0.575	4.274	0.961	0.344	0.328	6.273	0.961
14	4.207	1.954	0.500	0.467	0.271	0.323	4.207	1.954
15	0.437	0.477	0.389	0.174	0.337	0.438	0.437	0.477
16	0.640	0.764	0.413	0.278	0.382	0.291	0.640	0.764
17	2.773	0.796	2.113	0.159	0.284	0.177	2.773	0.796
18	2.736	1.888	2.308	1.586	0.356	0.380	2.736	1.888
19	0.388	0.394	0.901	0.177	2.095	1.049	2.095	1.049
20	2.776	0.122	2.335	0.477	2.770	6.047	2.776	6.047
21	0.296	0.278	0.417	0.189	3.875	3.037	3.875	3.037
22	0.424	0.278	0.426	0.219	5.834	2.372	5.834	2.372
23	0.435	0.175	4.765	0.281	2.492	4.592	4.765	4.592
24	0.585	0.240	0.445	0.088	2.974	2.543	2.974	2.543
25	2.121	1.214	2.836	2.387	2.309	1.136	2.836	2.387
26	0.578	0.269	0.844	0.057	4.841	7.202	4.841	7.202
27	0.319	0.235	0.392	0.236	6.157	0.790	6.157	0.790
28	0.375	0.262	0.457	0.339	5.381	1.327	5.381	1.327
29	0.311	0.472	2.972	2.839	3.401	2.788	3.401	2.839
30	0.445	0.417	4.742	*	2.388	3.613	4.742	3.613
31	3.554	1.280	2.278	0.971	3.625	5.243	3.625	5.243
32	2.983	0.604	0.699	0.160	3.304	0.986	3.304	0.986
33	0.372	0.166	0.480	0.305	4.433	2.357	4.433	2.357
34	0.430	0.367	0.442	0.163	6.338	0.088	6.338	0.367
35	0.314	0.220	2.719	0.289	2.136	0.746	2.719	0.746
36	2.915	2.224	0.296	0.262	2.420	1.676	2.915	2.224

\* Erreur de mesure du *Surftest SJ400* de Mitutoyo

Dans le but de s'assurer de la cohérence et de la consistance des modèles mathématiques, il est nécessaire de comparer les moyennes résultantes de l'ensemble

des essais pour les finis de surface  $R_{a1}, R_{a2}, R_{a3}$  ainsi que pour les  $R_{vk1}, R_{vk2}, R_{vk3}$  (Figure 22)<sup>6</sup>. Le but est de valider l'influence (ou l'absence d'influence) de la rigidité des parois sur l'état de surface. Cet exercice est effectué à l'aide d'un test  $t$  de Student entre deux (2) échantillons avec l'hypothèse nulle que la moyenne des échantillons n'est pas identique. Ce test permettra de mettre en évidence si les moyennes des échantillons peuvent être considérées comme équivalentes ou non [60]. Les résultats des valeurs- $p$  (probabilité d'effectuer une erreur  $\alpha$  sur le test d'hypothèse nulle) ainsi obtenus sont présentés au Tableau XV ainsi que le résultat de chacun des tests  $t$  de Student.

	$R_{a1}$	$R_{a2}$	$R_{a3}$	$R_{vk1}$	$R_{vk2}$	$R_{vk3}$
$R_{a1}$						
$R_{a2}$						
$R_{a3}$						
$R_{vk1}$						
$R_{vk2}$						
$R_{vk3}$						

Figure 22 Moyenne ( $\mu$ ) des échantillons sous comparaison au moyen du test  $t$  de Student pour le plan d'expérience #1

<sup>6</sup> Un carré de couleur indique la présence d'un test entre les moyennes.

Tableau XV  
 Résultat des valeurs-  $p$  pour comparaison de la moyenne  
 des échantillons  $R_a$  et  $R_{vk}$  par position

Hypothèse nulle	Valeur- $p$	Statut de l'hypothèse
$\mu R_{a1} \neq \mu R_{a2}$	0.839	Rejeté
$\mu R_{a2} \neq \mu R_{a3}$	0.179	Rejeté
$\mu R_{a1} \neq \mu R_{a3}$	0.275	Rejeté
$\mu R_{vk1} \neq \mu R_{vk2}$	0.648	Rejeté
$\mu R_{vk2} \neq \mu R_{vk3}$	0.006	Accepté
$\mu R_{vk1} \neq \mu R_{vk3}$	0.010	Accepté

Les moyennes des échantillons  $R_{a1}, R_{a2}, R_{a3}$  peuvent donc être considérées statistiquement équivalentes l'une à l'autre. Par contre, les tests de Student démontrent que seule les moyennes de  $R_{vk1}$  et  $R_{vk2}$  peuvent être considérées comme étant identiques alors que celles de  $R_{vk1}$  et de  $R_{vk2}$  sont toutes les deux (2) différentes de la moyenne de l'échantillon de l'estimé de la profondeur des vallées  $R_{vk3}$ . Les valeurs-  $p < 0.05$  résultantes des tests de comparaison de Student permettent d'accepter les hypothèses que les moyennes de  $R_{vk1}$  et  $R_{vk2}$  sont différentes de la moyenne de  $R_{vk3}$ . Ces résultats donnent une bonne indication quant à la possibilité de trouver un modèle de prédiction pour l'ensemble des rugosités moyennes  $R_{a1}, R_{a2}, R_{a3}$ . Pour sa part, le modèle de prédiction pour l'ensemble des estimés de la profondeur des vallées  $R_{vk1}, R_{vk2}, R_{vk3}$  sera traité aux sections qui suivent puisqu'à cette étape les tests de Student ne nous permettent pas de confirmer son existence. Les dispersions des données pour  $R_{a1}, R_{a2}, R_{a3}$  et  $R_{vk1}, R_{vk2}, R_{vk3}$  sont présentées à la Figure 23.

L'analyse de l'influence des paramètres de coupe sur les réponses a d'abord ciblé les effets sur la rugosité de surface  $R_a$  à la position #2 étant donné que les moyennes des

échantillons entre les positions 1, 2 et 3 sont identiques. Cette dernière position correspond au centre de la passe de finition du rayon et est la plus susceptible de provoquer des vibrations régénératives en raison d'une rigidité inférieure du mur mince tangent au rayon. Les résultats ont démontré que les faibles corrélations obtenues lors de l'analyse de variance n'ont pas permis de converger vers un modèle suffisamment corrélé et cohérent pour prédire la rugosité de surface  $R_a$  à la position #2. Nous avons donc conclu qu'il y a présence d'une variation erratique des finis de surface aux positions 1, 2 et 3 qui ne permet pas une convergence de l'analyse vers un modèle cohérent. Nous avons considéré comme hypothèse qu'un coefficient de corrélation, entre les mesures expérimentales et les valeurs prédites par le modèle, supérieure à 70% est nécessaire pour qualifier le modèle.



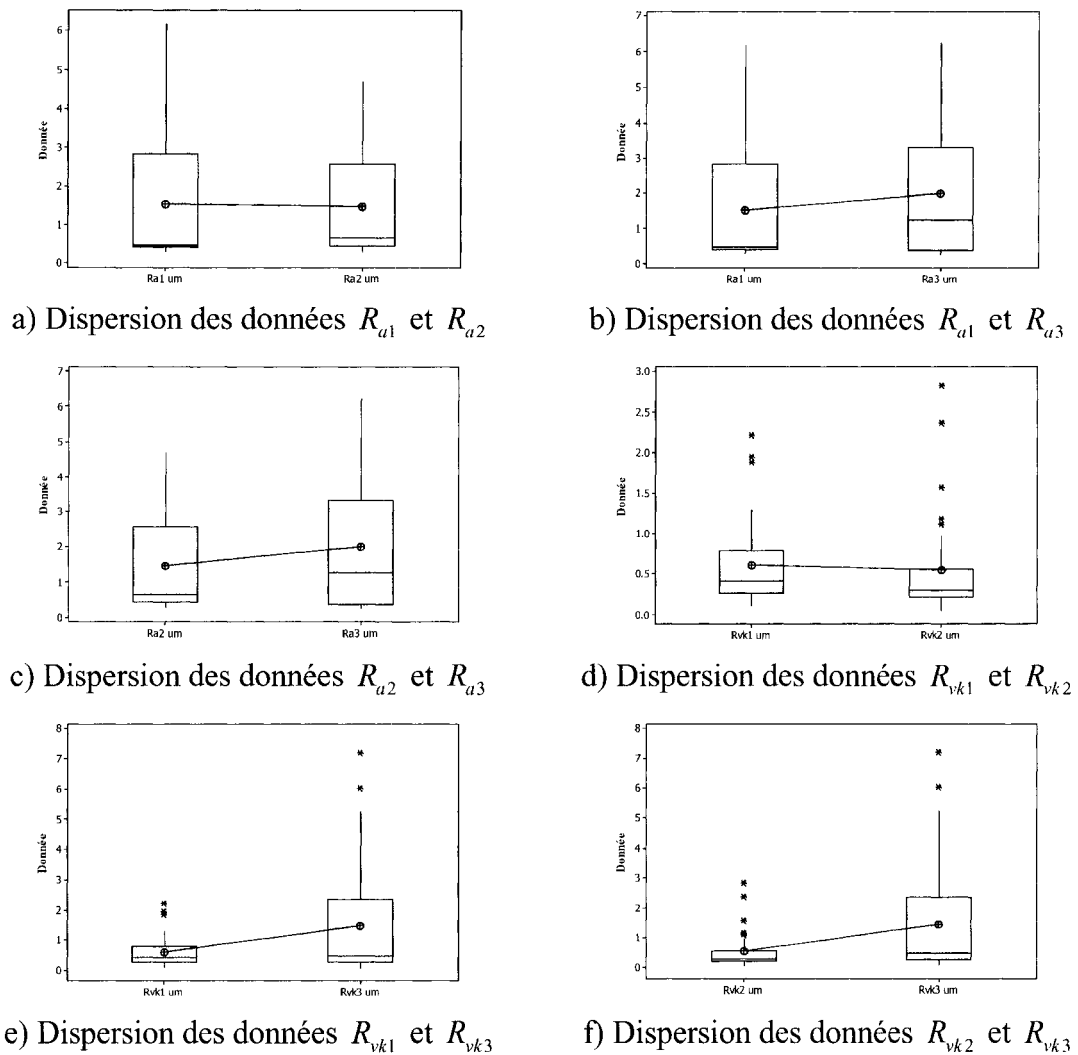


Figure 23 Boîtes de dispersion des données résultantes des tests  $t$  de Student à deux (2) échantillons pour le plan d'expérience #1

Nous avons ainsi modifié notre approche pour tenter une analyse plus globale qui tient compte du pire scénario. Cette dernière vise la maximisation des valeurs du fini de surface résultant entre les positions un (1), deux (2) et trois (3) de chaque essai pour ainsi obtenir des modèles qui fourniront la valeur maximale du fini sur l'entière longueur du rayon. Deux (2) modèles ont pu être établis. Le premier est celui de la rugosité moyenne  $R_{a\max(1,2,3)}$  et le second est celui de la profondeur des vallées  $R_{vk\max(1,2,3)}$ . Les

réponses expérimentales  $R_{a\max(1,2,3)}$  et  $R_{vk\max(1,2,3)}$  s'expriment respectivement par les relations (4.1) et (4.2).

$$R_{a\max(1,2,3)} = \left. \begin{array}{l} \max \{R_{a1}, R_{a2}, R_{a3}\} \\ \max \{R_{a1x}, R_{a2x}, R_{a3x}\} \\ \max \{R_{a1y}, R_{a2y}, R_{a3y}\} \end{array} \right\} \begin{array}{l} \text{pour rayon et ébauche paroi mince} \\ \text{pour paroi mince direction } x \\ \text{pour paroi mince direction } y \end{array} \quad (4.1)$$

$$R_{vk\max(1,2,3)} = \left. \begin{array}{l} \max \{R_{vk1}, R_{vk2}, R_{vk3}\} \\ \max \{R_{vk1x}, R_{vk2x}, R_{vk3x}\} \\ \max \{R_{vk1y}, R_{vk2y}, R_{vk3y}\} \end{array} \right\} \begin{array}{l} \text{pour rayon et ébauche paroi mince} \\ \text{pour paroi mince direction } x \\ \text{pour paroi mince direction } y \end{array} \quad (4.2)$$

**Remarque :** Il est important de mentionner que l'intervalle de temps qui nous était disponible pour effectuer les essais de coupe était très limité. Par conséquent, l'outil de coupe n'a pas été changé après chaque test. Ceci peut rendre notre approche expérimentale critiquable puisque l'usure progressive de l'outil de coupe changera forcément la dynamique entre l'outil et la pièce [38] et affectera ainsi la réponse des plans d'expériences.

Pour cette raison nous avons procédé à une validation de la géométrie de l'outil *Imco Streaker End Mill* dans le but de s'assurer qu'il n'ait pas subi d'usure et ce en prenant des photos au microscope à balayage électronique (*SEM*). Aucune usure significative n'a pu être observée sur l'angle de dépouille ainsi que sur la surface de dégagement de l'outil après que les essais aient été terminés (Figure 24). Les stries présentes sur l'outil à la Figure 24 sont celles générées lors du processus de modification de l'outil au carbure pour l'obtention d'un rayon modifié de 6.35 mm.

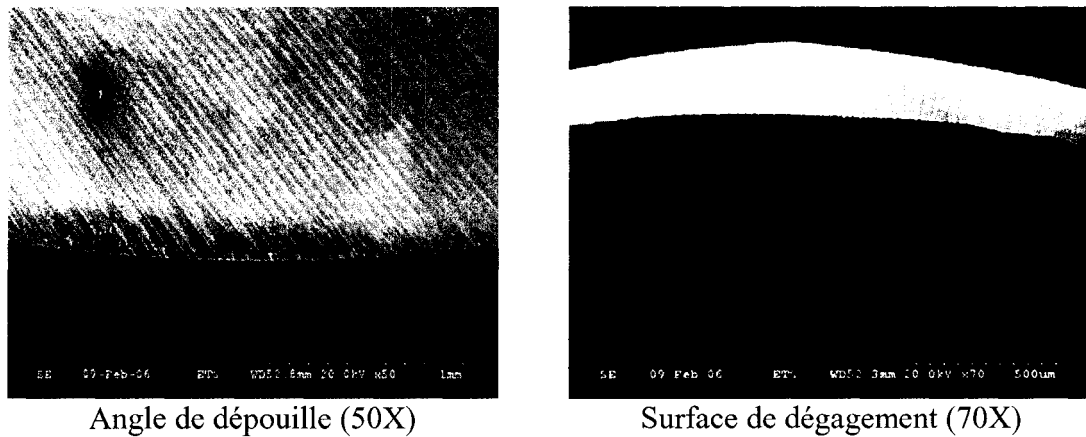


Figure 24 Photos par microscope à balayage électronique de l'outil *Imco Streaker End Mill* après essais

#### 4.1.1.1 Rugosité de surface moyenne $R_{a_{\max(1,2,3)}}$

L'analyse préliminaire des résultats du plan d'expérimentation a démontré que l'effet du fluide de coupe (jet d'air / jet d'huile) est peu significatif contrairement aux conclusions de Ueda [54]. Ce dernier prône un jet d'huile végétale atomisé dirigé sur le côté de l'outil pour le fraisage de l'acier au carbone AISI 1045 avec une avance par dent de 0.05 mm/dent, une profondeur de coupe axiale de 10 mm, une profondeur de coupe radiale de 0.2 mm et une vitesse de broche de 7640 rpm. Il mentionne que les jets d'huile permettent de réduire la température à la surface de l'outil. Le jet d'huile utilisé durant notre expérimentation n'est pas atomisé.

Les effets les plus marqués sur la rugosité moyenne  $R_{a_{\max(1,2,3)}}$  sont ceux de l'avance par dent, de la vitesse de broche et de la profondeur de coupe axiale tels que démontrés à la Figure 25. Pour chacun de ces trois (3) facteurs, la qualité du fini de surface se dégrade en fonction de l'augmentation de leurs niveaux. Le paramètre ayant l'effet le plus prononcé est celui de la profondeur de coupe axiale. Lorsque l'avance par dent est accrue de son niveau inférieur vers son niveau intermédiaire nous observons une

diminution de la qualité du  $R_{a\max(1,2,3)}$  alors que le passage du niveau intermédiaire vers le niveau supérieur a atteint un plateau sur lequel la rugosité moyenne  $R_{a\max(1,2,3)}$  ne varie pratiquement pas. La vitesse de broche quant à elle, démontre la présence d'un plateau pour le fini de surface  $R_{a\max(1,2,3)}$  lors de l'augmentation de son niveau inférieur vers son niveau supérieur. Par contre, une dégradation importante de la rugosité moyenne survient lorsque la vitesse de broche passe du niveau d'ajustement intermédiaire au niveau supérieur.

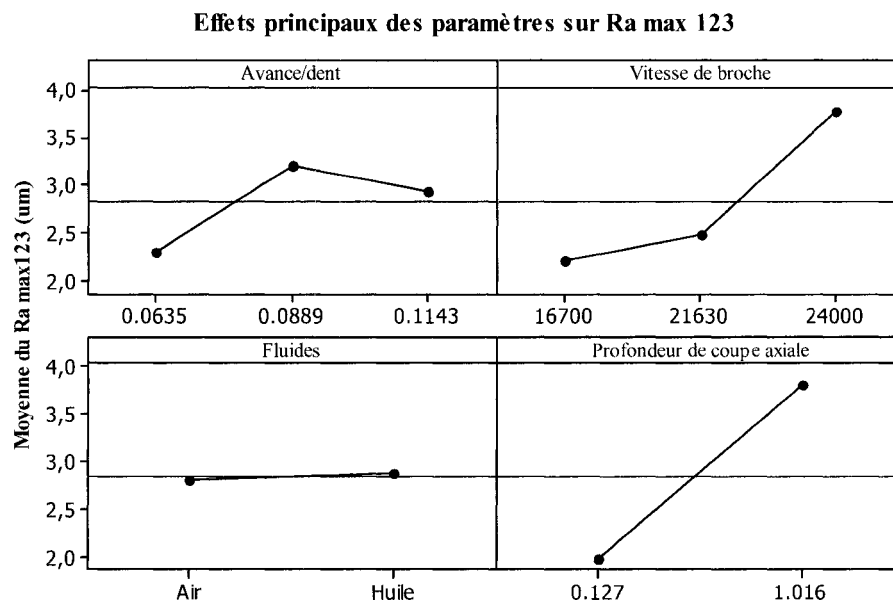


Figure 25 Graphique des effets principaux sur  $R_{a\max(1,2,3)}$  ( $\mu m$ )

L'ANOVA a permis d'identifier un modèle significatif et cohérent à trois (3) paramètres linéaires et trois (3) paramètres de second ordre représentant les interactions pour la prédiction de la rugosité de surface  $R_{a\max(1,2,3)}$ . Les termes retenus sont ceux qui respectent des valeurs- $p$  avec un niveau d'erreur  $\alpha \leq 0.05$  tel que suggéré par

Montgomery [60]. Les résultats des 36 essais permettent, par le biais de l'analyse de la réponse  $R_{\alpha_{\max(1,2,3)}}$ , de confirmer :

1. que l'augmentation de l'avance par dent de l'outil dans la pièce usinée, combinée avec le type de fluide de coupe possède une interaction.
2. qu'il existe une interaction entre l'avance et la profondeur de coupe axiale.
3. que l'interaction entre la profondeur de coupe axiale et la vitesse de broche est la plus significative sur la réponse de la rugosité moyenne de surface  $R_{\alpha_{\max(1,2,3)}}$  (Figure 26).

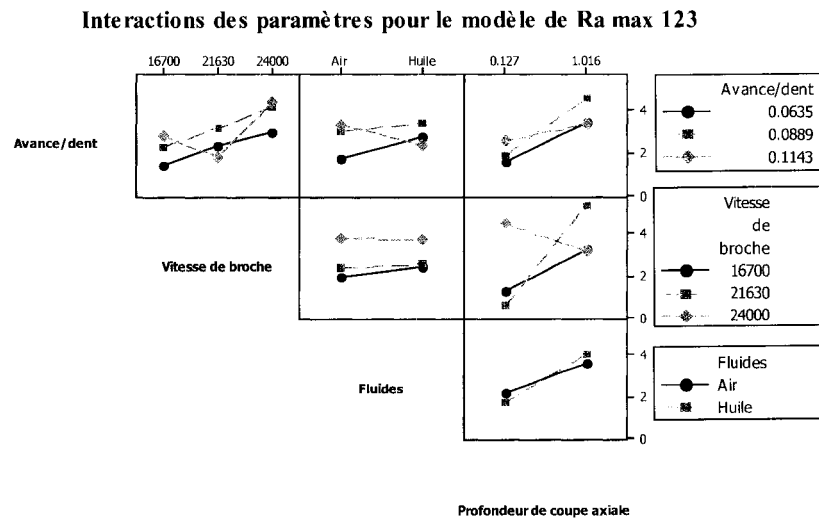


Figure 26 Graphique des interactions sur le  $R_{\alpha_{\max(1,2,3)}} (\mu m)$

Le modèle ainsi trouvé par l'analyse statistique des données de  $R_{\alpha_{\max(1,2,3)}}$  affiche un coefficient de corrélation égal à **95.6%** avec un  $\sigma_{\text{Erreur}} \leq 0.505 \mu m$  pour un niveau de confiance de 95% ( $\alpha = 0.05$ ). Ce dernier s'exprime selon l'équation matricielle (4.3).

En effet, la multiplication de la matrice<sup>7</sup> des unités codées  $\beta_{14 \times 36}^1$  avec le vecteur des coefficients  $\alpha_{1 \times 14}^1$  résulte en une excellente approximation du  $R_{a \max(1,2,3)}$  telle qu'illustrée par la Figure 27. Ce modèle utilise les facteurs de l'avance par dent, de la profondeur de coupe axiale et de la vitesse de broche pour effectuer le calcul de la rugosité moyenne résultante  $R_{a \max(1,2,3)}$ . L'analyse des résidus (Figure 28) permet de confirmer que leur dispersion suit une loi normale ce qui confirme la validité du modèle résultant de l'analyse des variances.

$$\left\{ \hat{R}_{a \max(1,2,3)_{36}} \right\} = \alpha_{1 \times 14}^1 \cdot \beta_{14 \times 36}^1 \quad (4.3)$$

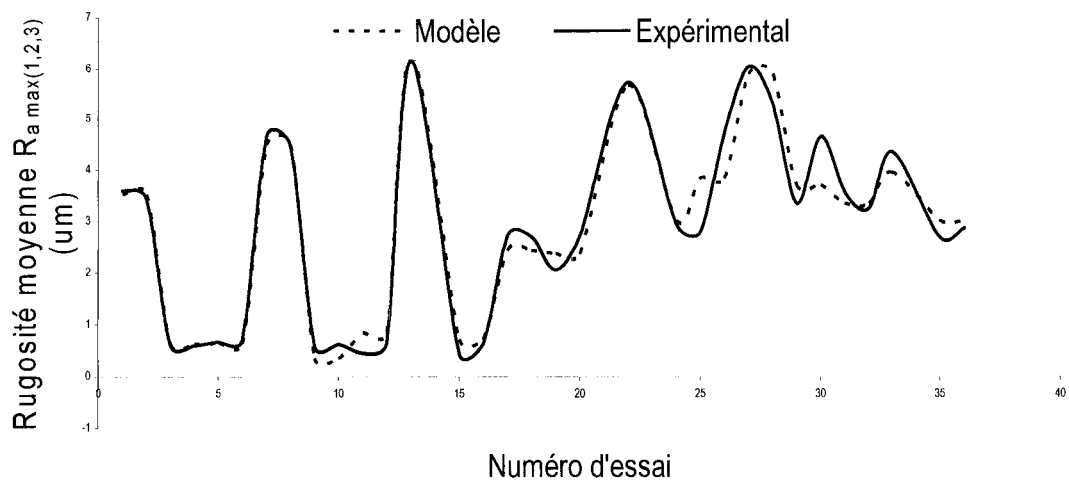


Figure 27 Graphique de comparaison entre les résultats du modèle vs résultats expérimentaux pour  $R_{a \max(1,2,3)}$

<sup>7</sup> La matrice des unités codées et le vecteur des coefficients sont disponibles à l'annexe 6 du mémoire.

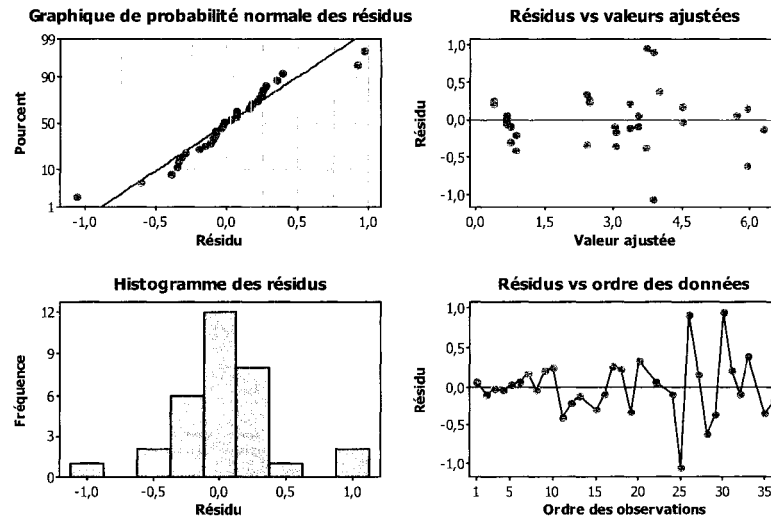


Figure 28 Graphiques de validation de la normalité des résidus  $R_{a_{\max(1,2,3)}}$

L'approche utilisée nous limite à l'analyse des surfaces de réponse en trois (3) dimensions afin d'examiner l'effet de deux (2) variables simultanées sur la rugosité moyenne  $R_{a_{\max(1,2,3)}}$ . Les surfaces de réponse des paramètres d'influence de l'usinage haute vitesse dans l'alliage d'aluminium 7050 T7451 démontrent (Figure 29) une diminution de la qualité de la surface usinée  $R_{a_{\max(1,2,3)}}$  en fonction de l'augmentation de la profondeur de coupe et de la vitesse de broche. En effet, lorsque nous tenons compte seulement de ces deux (2) facteurs, le critère de qualité qui minimise  $R_{a_{\max(1,2,3)}}$  serait atteint par une vitesse de broche de 21 630 rpm combiné avec un niveau de la profondeur de coupe axiale de 0.127 mm. À l'inverse, le critère de productivité serait maximal lorsque les niveaux sont ajustés respectivement à 24 000 rpm et 1.016 mm pour la vitesse de broche et la profondeur de coupe axiale.

La Figure 30 illustre un  $R_{a_{\max(1,2,3)}}$  croissant en fonction de la profondeur de coupe et de l'avance par dent. L'interprétation de cette surface de réponse indique que la profondeur de coupe axiale et l'avance par dent doivent être ajustées à des niveaux respectifs de

0.127 mm et de 0.0889 mm afin de minimiser la rugosité moyenne  $R_{a\max(1,2,3)}$ . Quant à lui, le critère de productivité maximal sera rencontré lors d'un ajustement de 1.016 mm pour la profondeur de coupe axiale et de 0.1143 mm pour l'avance par dent.

La surface de réponse de la Figure 31 présente une certaine constance de la rugosité  $R_{a\max(1,2,3)}$  pour les plages inférieures des vitesses de broche. Par contre, le  $R_{a\max(1,2,3)}$  subit une augmentation pour les plages supérieures ainsi que pour une avance par dent croissante. Par comparaison de ces deux (2) facteurs, nous déduisons que le  $R_{a\max(1,2,3)}$  de la plus haute qualité sera obtenu par les ajustements des niveaux de 0.0635 mm pour l'avance par dent et de 18 000 rpm pour la vitesse de broche. Par contre, le niveau de productivité maximal obtenu par la combinaison de ces deux (2) facteurs se situe à une vitesse de broche de 24 000 rpm et à une avance par dent de 0.1143 mm.

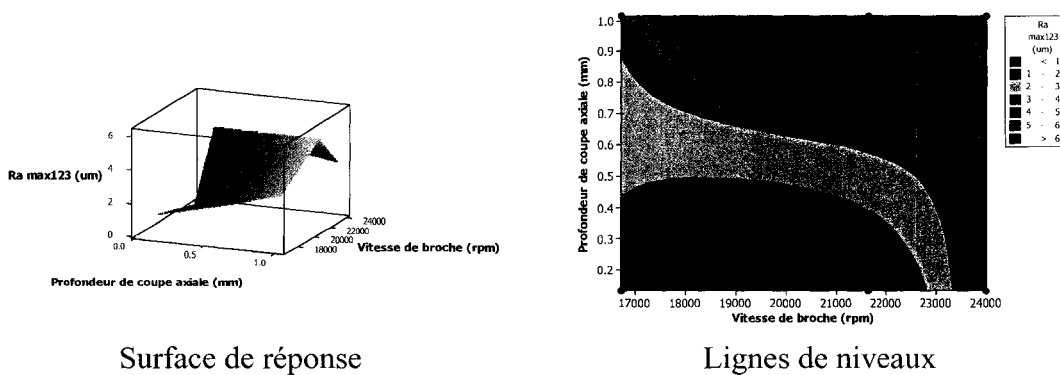


Figure 29  $R_{a\max(1,2,3)}$  vs Vitesse de la broche et Profondeur de coupe axiale



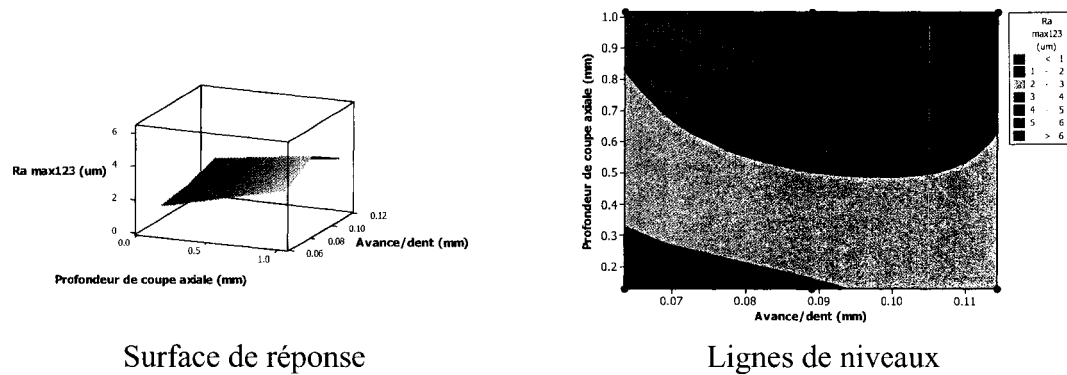


Figure 30  $R_{a\max(1,2,3)}$  vs Avance par dent et Profondeur de coupe axiale

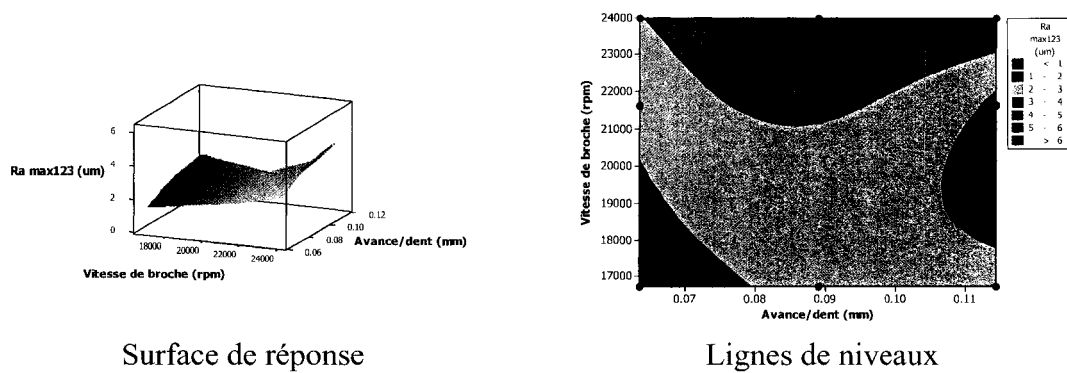


Figure 31  $R_{a\max(1,2,3)}$  vs Avance par dent et Vitesse de la broche

Les niveaux optimaux de chacun des facteurs combinés sont fournis par le modèle de prédiction. Deux (2) situations se présentent :

- La première minimise la valeur du  $R_{a\max(1,2,3)}$  à  $0.369 \mu\text{m}$  pour les niveaux des facteurs exposés au Tableau XVI.
- La seconde situation est l'optimisation du critère de production tout en respectant une valeur maximale de  $3.125 \mu\text{m}$  pour le critère qualité

$R_{\alpha \max(1,2,3)}$ . Cette optimisation permettra un taux d'enlèvement d'aluminium de 22 024.2 mm<sup>3</sup>/min et un  $R_{\alpha \max(1,2,3)} = 2.387 \mu m$  pour une largeur de coupe de 7.112 mm. L'ajustement requis des divers niveaux pour l'atteinte de cet objectif est étalé au Tableau XVI.

Tableau XVI  
Réglage du niveau des facteurs pour meilleure rugosité moyenne  $R_{\alpha \max(1,2,3)}$  et meilleure productivité avec  $R_{\alpha \max(1,2,3)} \leq 3.125 \mu m$

Facteurs	Niveau d'ajustement Rugosité moyenne	Niveau d'ajustement Productivité
Avance par dent (mm)	0.089	0.064
Profondeur de coupe axiale (mm)	0.127	1.016
Vitesse de broche (rpm)	21 630	24 000

#### 4.1.1.2 Analyse de l'Estimé de la profondeur des vallées $R_{vk \max(1,2,3)}$

Nous constatons, d'une manière similaire au modèle de prédiction établi pour le  $R_{\alpha \max(1,2,3)}$ , que le fluide de coupe ne présente pas une influence significative sur les variations de la profondeur des vallées  $R_{vk \max(1,2,3)}$ . L'effet du fluide coupe est tellement faible que son influence est pratiquement nulle pour les deux (2) paramètres de fini de surface à l'étude. Deux éléments peuvent être abordés pour expliquer ce phénomène :

- L'énergie est transférée presque complètement aux copeaux de sorte à ce que la température de l'outil de coupe et de la pièce est peu affectée.
- La turbulence des fluides à l'intérieure de la poche est pratiquement identique pour le jet d'air sec et pour le jet d'huile de coupe. Cette turbulence permet alors d'évacuer les copeaux de façon similaire dans un cas comme dans l'autre.

Les influences de l'avance par dent, de la vitesse de broche et de la profondeur de coupe axiale, telles que présentées à la Figure 32, sont significatives. En effet, l'avance par dent minimisera le  $R_{vk \max(1,2,3)}$  lorsqu'ajusté à son niveau supérieur (0.1143 mm) alors que la profondeur de coupe augmentera les valeurs de la réponse résultante. Quant à elle, la vitesse de broche tend à diminuer le  $R_{vk \max(1,2,3)}$  lorsque son niveau d'ajustement augmente du niveau inférieur vers son niveau intermédiaire. Par contre, son effet s'inverse lorsque ses ajustements passent d'une vitesse de rotation intermédiaire à supérieure.

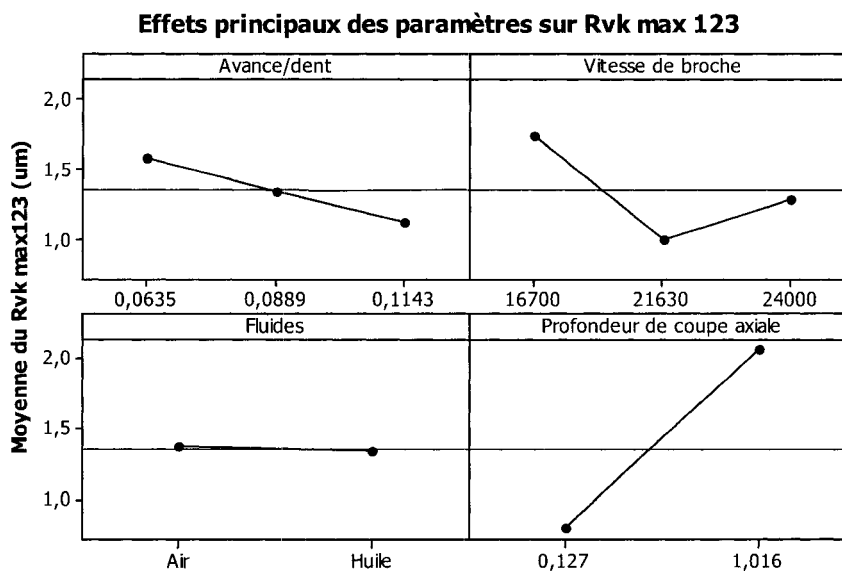


Figure 32 Graphique des effets principaux sur  $R_{vk \max(1,2,3)}$  ( $\mu m$ )

Les résultats de l'estimation de la profondeur des vallées  $R_{vk \max(1,2,3)}$  prouvent :

1. que les deux (2) niveaux de la vitesse de broche (18 000 rpm et 24 000 rpm) avec la profondeur de coupe axiale ainsi que les trois (3) niveaux de l'avance par dent et la profondeur de coupe axiale interagissent de façon plus accentuée (Figure 33).
2. que la variation de l'avance par dent et de la profondeur de coupe axiale provoque donc un changement plus marqué sur le paramètre résultant  $R_{vk \max(1,2,3)}$ .

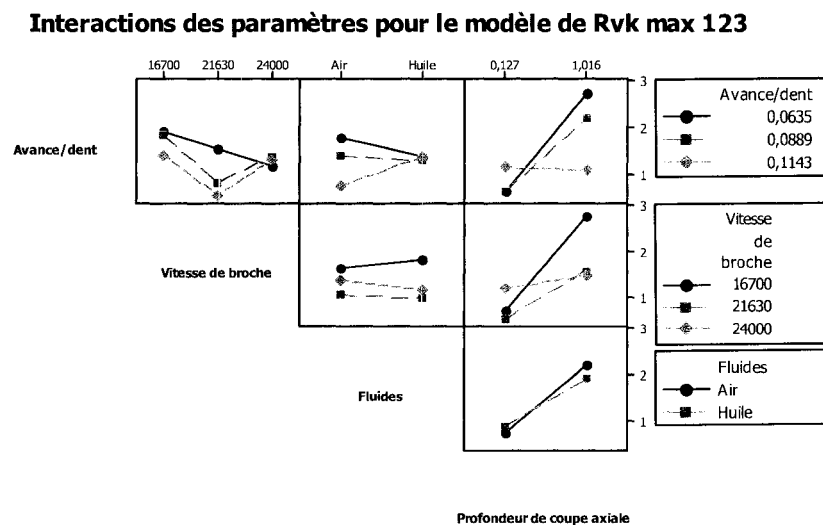


Figure 33 Graphique des interactions principales sur  $R_{vk \max(1,2,3)}$  ( $\mu m$ )

L'analyse des variances des données du paramètre de fini de surface  $R_{vk \max(1,2,3)}$  a permis de retenir cinq (5) facteurs dont deux (2) du deuxième ordre. Pour chacun de ces cinq (5) termes, les valeurs- $p$  respectent un niveau d'erreur  $\alpha \leq 0.05$ . Les termes significatifs ainsi retenus sont l'avance par dent, la vitesse de broche et la profondeur de coupe axiale alors que les termes d'interaction du deuxième ordre sont l'avance par dent avec la

profondeur de coupe axiale ainsi que la vitesse de broche et la profondeur de coupe axiale. Le modèle ainsi trouvé par l'analyse des données de  $R_{vk \max(1,2,3)}$  affiche un coefficient de corrélation égal à **74.26%** avec un niveau d'erreur  $\sigma_{\text{Erreur}} \leq 0.656 \mu\text{m}$ .

$$\left\{ \hat{R}_{vk \max(1,2,3)} \right\} = \alpha_{1 \times 10}^{\text{II}} \cdot \beta_{10 \times 36}^{\text{II}} \quad (4.4)$$

Le modèle prédictif est représenté par l'équation (4.4)<sup>8</sup>. La corrélation du modèle ainsi trouvé est illustrée à la Figure 34 et sa validité est prouvée par la dispersion normale des résidus de  $R_{vk \max(1,2,3)}$  (Figure 35)

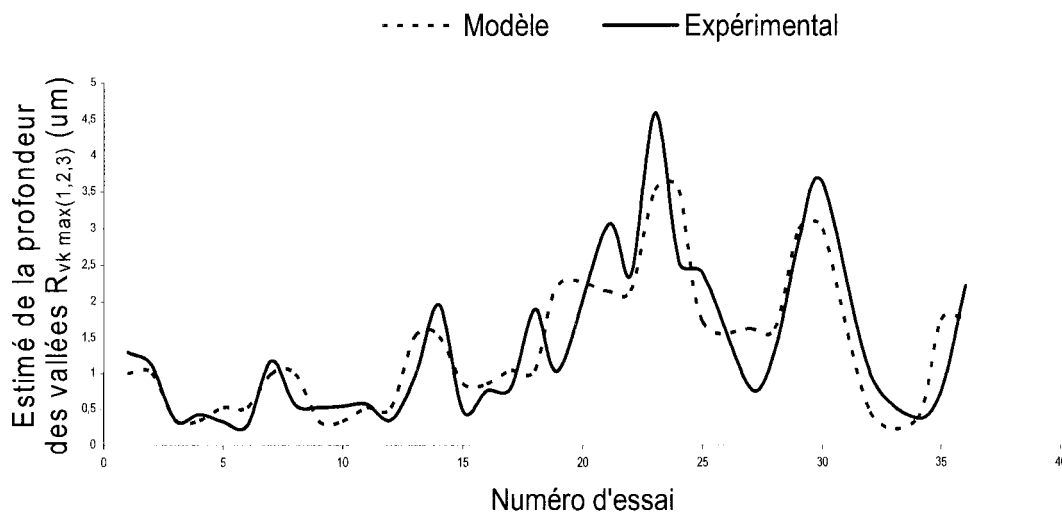


Figure 34 Graphique de comparaison entre les résultats du modèle vs résultats expérimentaux pour  $R_{vk \max(1,2,3)}$

<sup>8</sup> La matrice des unités codées et le vecteur des coefficients sont disponibles à l'annexe 6 du mémoire.

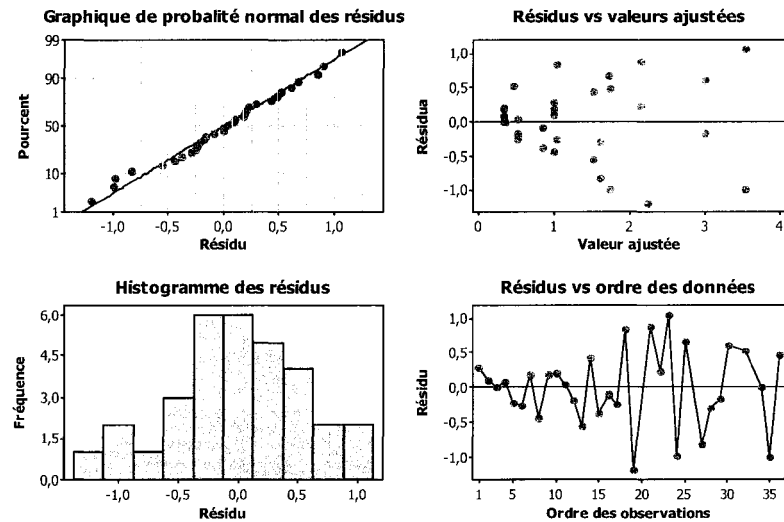


Figure 35 Graphiques de validation de la normalité des résidus  $R_{vk \max(1,2,3)}$

L'augmentation de l'estimé de la profondeur des vallées  $R_{vk \max(1,2,3)}$  est minimale lorsque les paramètres de la vitesse de broche et de la profondeur de coupe axiale sont à leur maximum. La surface de réponse (Figure 36) propose que la combinaison de ces deux (2) facteurs maximise le taux d'enlèvement de métal pour l'ajustement de leurs niveaux respectifs à 24 000 rpm et 1.016 mm pour la vitesse de broche et la profondeur de coupe axiale. Par contre, le critère qualité sera meilleur pour une vitesse de broche de 21 630 rpm et une profondeur de coupe axiale de 0.127 mm.

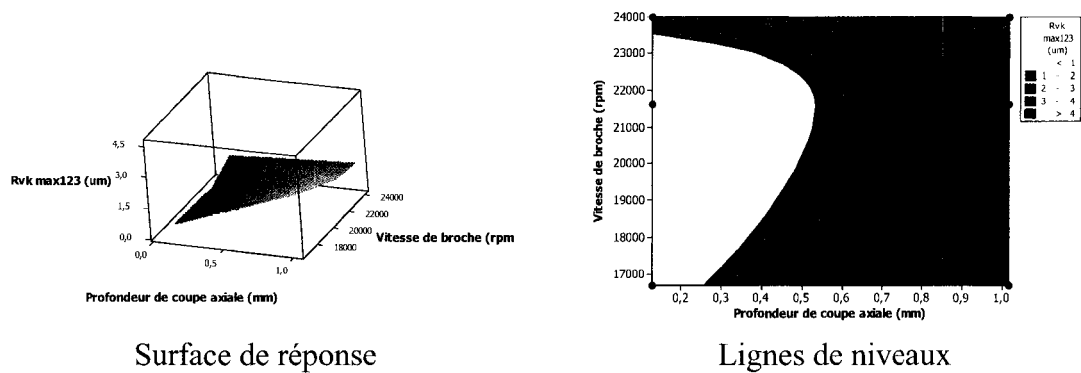


Figure 36  $R_{vk\ max(1,2,3)}$  vs Vitesse de la broche et Profondeur de coupe axiale

Le même phénomène se présente pour la combinaison de la profondeur axiale de coupe et de l'avance par dent (Figure 37). La surface de réponse de cette figure indique que ces deux (2) termes minimiseront la valeur du  $R_{vk\ max(1,2,3)}$  pour une avance par dent de 0.0889 mm et pour une profondeur de coupe axiale de 0.127 mm. Par contre, la productivité est optimale lorsque l'avance par dent s'ajuste à 0.1143 mm et la profondeur de coupe axiale à 1.016 mm. L'avance par dent à son niveau le plus élevé (0.1143 mm) provoque une altération mineure du  $R_{vk\ max(1,2,3)}$  alors que ses autres niveaux augmentent très significativement la valeur du  $R_{vk\ max(1,2,3)}$  et ce pour une profondeur de coupe axiale ajustée à 1.016 mm.

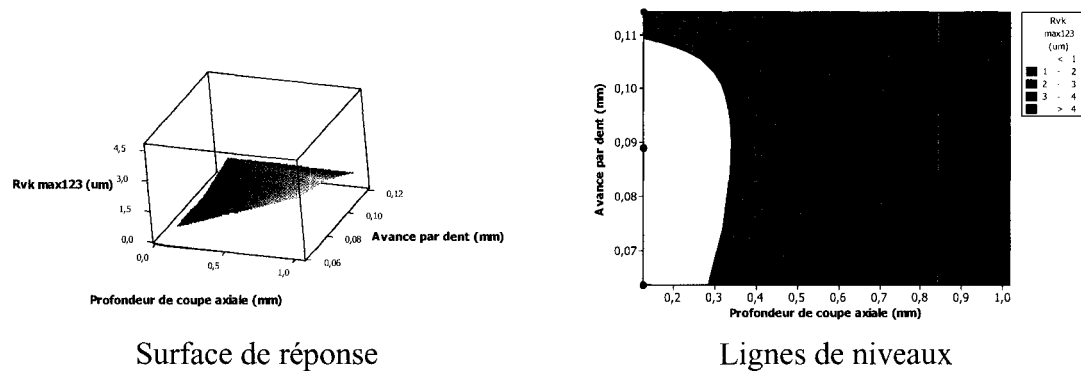


Figure 37  $R_{vk\ max(1,2,3)}$  vs Profondeur de coupe axiale et Avance par dent

L'interaction de la vitesse de broche et de l'avance par dent (Figure 38) provoque une légère amélioration du paramètre  $R_{vk\ max(1,2,3)}$  lorsque ces derniers sont utilisés à leurs valeurs maximales. Quant à elle, la valeur intermédiaire de la vitesse de broche (21 630 rpm) améliore significativement le  $R_{vk\ max(1,2,3)}$  lorsque l'avance par dent est à son maximum (0.1143 mm).

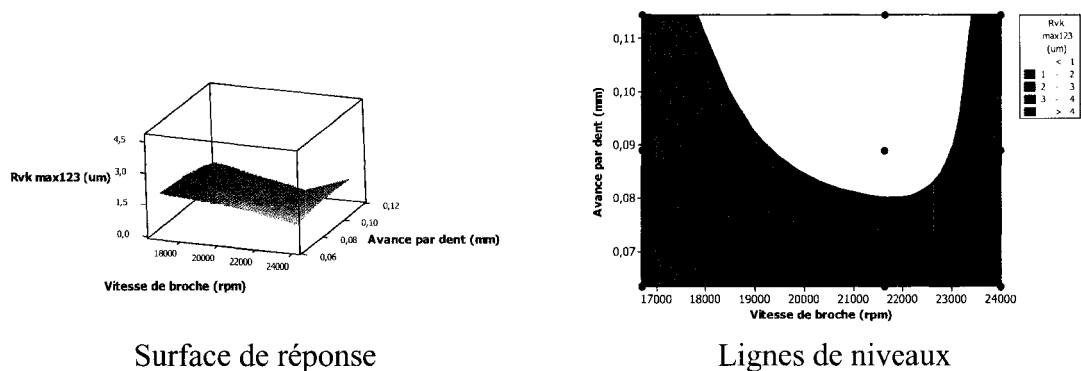


Figure 38  $R_{vk\ max(1,2,3)}$  vs Vitesse de la broche et Avance par dent

Lorsque tous les facteurs à l'exception du fluide coupe sont considérés, nous trouvons une valeur optimale de  $R_{vk\ max(1,2,3)} = 0.365 \mu m$  pour un taux d'enlèvement d'aluminium



de 35 728.8 mm<sup>3</sup>/min. Les niveaux d'ajustement pour l'obtention de ces résultats sont exposés au Tableau XVII.

Tableau XVII  
Réglage du niveau des facteurs pour l'optimisation du critère  
qualité  $R_{v/\max(1,2,3)}$  et du taux d'enlèvement d'aluminium

Facteurs	Niveau d'ajustement
Avance par dent (mm)	0.114
Profondeur de coupe axiale (mm)	1.016
Vitesse de broche (rpm)	21 630

#### 4.1.2 Fini de surface des murs intérieurs des pièces

Le second plan d'expérience de ce projet a pour but l'étude de l'opération d'usinage de finition des murs à paroi mince. Ces derniers couvrent une très grande superficie des longerons. Il y a donc un vif intérêt à minimiser le temps de production et à augmenter la qualité de la surface. Nous avons inclus à cette section la lecture de l'état du fini de surface dans la direction verticale (selon l'ordonnée  $y$ ) (Tableau XIX) en plus des lectures longitudinales (selon l'abscisse  $x$ ) (Tableau XVIII). Ceci est justifiable par le fait que le fini de surface peut varier selon la direction de la prise de mesure.

En premier lieu, il est nécessaire de vérifier s'il y a possibilité d'obtenir un modèle de prédiction pour le sens longitudinal des parois minces (selon l'abscisse  $x$ ) et un second selon une orientation verticale (selon l'ordonnée  $y$ ).

Tableau XVIII

Matrice des réponses des finis de surfaces des parois minces dans la direction  $x$  en  $\mu m$ 

#Test	$R_{a1x}$	$R_{vk1x}$	$R_{a2x}$	$R_{vk2x}$	$R_{a3x}$	$R_{vk3x}$	$R_{a\max(1,2,3)}$	$R_{vk\max(1,2,3)}$
1	2.759	1.064	0.637	0.134	0.374	0.330	2.759	1.064
2	2.884	1.520	0.551	0.291	0.503	0.126	2.884	1.520
3	2.953	0.679	2.345	1.018	0.340	0.327	2.953	1.018
4	2.936	0.502	0.460	0.232	0.376	0.381	2.936	0.502
5	2.346	0.777	0.284	0.127	0.273	0.241	2.346	0.777
6	2.806	0.683	0.304	0.317	0.253	0.341	2.806	0.683
7	0.453	0.227	0.729	0.180	0.458	0.195	0.729	0.227
8	0.484	0.378	0.579	0.306	0.376	0.283	0.579	0.378
9	0.403	0.217	2.134	2.238	0.318	0.335	2.134	2.238
10	0.545	0.243	0.419	0.322	0.319	0.231	0.545	0.322
11	0.436	0.284	0.283	0.245	0.253	0.200	0.436	0.284
12	2.355	2.197	0.274	0.327	0.284	0.206	2.355	2.197
13	2.945	0.770	0.838	0.272	0.512	0.077	2.945	0.770
14	3.272	0.308	0.593	0.302	0.388	0.202	3.272	0.308
15	3.393	0.737	3.277	0.611	0.298	0.166	3.393	0.737
16	3.029	0.490	2.052	1.647	0.334	0.157	3.029	1.647
17	2.447	1.489	0.307	0.196	0.220	0.167	2.447	1.489
18	2.879	1.392	0.312	0.173	0.294	0.253	2.879	1.392
19	0.461	0.102	0.760	0.075	0.337	0.303	0.760	0.303
20	0.531	0.312	0.631	0.197	0.504	0.145	0.631	0.312
21	3.052	0.596	4.077	0.415	0.339	0.237	4.077	0.596
22	2.404	2.273	0.613	0.251	0.342	0.287	2.404	2.273
23	2.797	3.205	2.567	1.566	0.245	0.257	2.797	3.205
24	2.479	1.145	0.411	0.287	0.257	0.225	2.479	1.145
25	2.784	0.498	2.297	1.449	0.578	0.041	2.784	1.449
26	3.336	0.388	0.595	0.270	0.426	0.244	3.336	0.388
27	3.773	1.040	3.570	0.242	0.503	0.199	3.773	1.040
28	3.419	0.743	3.364	2.210	0.442	0.400	3.419	2.210
29	2.308	1.525	0.312	0.238	0.230	0.319	2.308	1.525
30	3.059	0.784	2.086	1.013	0.264	0.178	3.059	1.013
31	0.497	0.355	0.718	0.148	0.358	0.182	0.718	0.355
32	0.598	0.371	0.515	0.523	0.419	0.212	0.598	0.523
33	4.099	0.868	0.813	0.146	0.386	0.252	4.099	0.868
34	2.192	1.607	2.266	1.872	0.453	0.170	2.266	1.872
35	2.098	1.910	2.075	1.622	0.231	0.162	2.098	1.910
36	2.480	4.042	4.727	1.403	0.246	0.321	4.727	4.042

Tableau XIX

Matrice des réponses des finis de surfaces des parois minces dans la direction  $y$  en  $\mu m$ 

#Test	$R_{a1y}$	$R_{vk1y}$	$R_{a2y}$	$R_{vk2y}$	$R_{a3y}$	$R_{vk3y}$	$R_{a\max(1,2,3)}$	$R_{vk\max(1,2,3)}$
1	2.711	2.072	2.642	1.454	2.762	2.203	2.762	2.203
2	0.383	0.416	0.370	0.339	0.407	0.409	0.407	0.416
3	2.145	2.361	2.718	1.412	2.176	2.814	2.718	2.814
4	0.354	0.420	0.359	0.359	0.353	0.390	0.359	0.420
5	2.796	1.305	2.340	2.724	2.784	2.195	2.796	2.724
6	0.297	0.348	0.368	0.354	0.352	0.343	0.368	0.354
7	0.800	0.634	2.883	2.045	2.144	3.244	2.883	3.244
8	0.362	0.418	0.351	0.357	0.366	0.428	0.366	0.428
9	0.739	0.749	2.929	1.470	0.725	0.620	2.929	1.470
10	0.370	0.401	0.379	0.359	0.348	0.414	0.379	0.414
11	2.836	0.896	2.012	1.993	2.637	1.203	2.836	1.993
12	0.364	0.372	0.412	0.395	0.334	0.312	0.412	0.395
13	2.148	2.281	2.842	1.347	2.670	1.905	2.842	2.281
14	0.407	0.416	0.407	0.416	0.380	0.486	0.407	0.486
15	0.794	1.064	2.526	3.875	2.109	2.533	2.526	3.875
16	0.368	0.391	0.398	0.405	0.384	0.433	0.398	0.433
17	2.840	1.906	2.214	2.740	2.541	2.393	2.840	2.740
18	0.344	0.365	0.404	0.397	0.350	0.265	0.404	0.397
19	2.660	2.415	2.841	1.381	2.189	1.992	2.841	2.415
20	0.352	0.380	0.360	0.341	0.364	0.462	0.364	0.462
21	2.296	3.069	2.815	1.821	2.522	2.618	2.815	3.069
22	0.424	0.421	0.400	0.334	0.388	0.421	0.424	0.421
23	2.914	0.644	2.277	2.655	2.700	1.286	2.914	2.655
24	0.317	0.328	0.335	0.330	0.293	0.319	0.335	0.330
25	2.604	2.690	2.858	2.857	2.873	3.070	2.873	3.070
26	0.380	0.424	0.347	0.348	0.366	0.413	0.380	0.424
27	2.358	2.800	2.577	3.315	2.250	2.046	2.577	3.315
28	0.423	0.396	0.387	0.346	0.421	0.436	0.423	0.436
29	2.715	2.709	2.396	3.815	2.801	2.832	2.801	3.815
30	0.343	0.345	0.398	0.354	0.370	0.365	0.398	0.365
31	2.407	2.602	2.497	3.432	2.549	3.082	2.549	3.432
32	0.417	0.428	0.357	0.336	0.408	0.430	0.417	0.430
33	2.034	1.441	2.460	2.203	2.188	1.798	2.460	2.203
34	0.445	0.391	0.397	0.403	0.376	0.393	0.445	0.403
35	2.713	1.751	2.430	2.278	2.731	2.686	2.731	2.686
36	0.362	0.331	0.441	0.368	0.349	0.314	0.441	0.368

Comme mentionné précédemment (plan d'expérience #1) il est utile de vérifier, par des tests comparatifs de Student, s'il y a une similitude entre la moyenne des échantillons de données de l'état de la surface des pièces travaillées et ceci à diverses positions de la paroi mince. Afin de comparer les moyennes des échantillons de  $R_{a1x}, R_{a2x}, R_{a3x}$  entre elles, nous avons posé comme hypothèse qu'elles sont significativement différentes les une des autres. Cette même hypothèse est utilisée pour la comparaison des moyennes des échantillons  $R_{a1y}, R_{a2y}, R_{a3y}$  ainsi que pour  $R_{vk1x}, R_{vk2x}, R_{vk3x}$  et  $R_{vk1y}, R_{vk2y}, R_{vk3y}$  (Figure 39). Les valeurs- $p$  résultantes des tests comparatifs et le statut de l'hypothèse pour chacun des tests sont présentés au Tableau XX.

	$R_{a1x}$	$R_{a2x}$	$R_{a3x}$	$R_{a1y}$	$R_{a2y}$	$R_{a3y}$	$R_{vk1x}$	$R_{vk2x}$	$R_{vk3x}$	$R_{vk1y}$	$R_{vk2y}$	$R_{vk3y}$
$R_{a1x}$		■	■									
$R_{a2x}$			■									
$R_{a3x}$												
$R_{a1y}$					■	■						
$R_{a2y}$						■						
$R_{a3y}$												
$R_{vk1x}$												
$R_{vk2x}$												
$R_{vk3x}$												
$R_{vk1y}$											■	■
$R_{vk2y}$											■	■
$R_{vk3y}$												■

Figure 39 Moyenne ( $\mu$ ) des échantillons sous comparaison au moyen du test  $t$  de Student pour le plan d'expérience #2

Tableau XX  
 Résultat des valeurs-  $p$  pour comparaison de la moyenne  
 des échantillons  $R_a$  et  $R_{vk}$  par position pour les orientations  $x$  et  $y$

Hypothèse nulle	Valeur- $p$	Statut de l'hypothèse
$\mu R_{a1x} \neq \mu R_{a2x}$	0.002	Accepté
$\mu R_{a2x} \neq \mu R_{a3x}$	0.000	Accepté
$\mu R_{a1x} \neq \mu R_{a3x}$	0.000	Accepté
$\mu R_{a1y} \neq \mu R_{a2y}$	0.530	Rejeté
$\mu R_{a2y} \neq \mu R_{a3y}$	0.737	Rejeté
$\mu R_{a1y} \neq \mu R_{a3y}$	0.767	Rejeté
$\mu R_{vk1x} \neq \mu R_{vk2x}$	0.053	Rejeté
$\mu R_{vk2x} \neq \mu R_{vk3x}$	0.001	Accepté
$\mu R_{vk1x} \neq \mu R_{vk3x}$	0.000	Accepté
$\mu R_{vk1y} \neq \mu R_{vk2y}$	0.324	Rejeté
$\mu R_{vk2y} \neq \mu R_{vk3y}$	0.851	Rejeté
$\mu R_{vk1y} \neq \mu R_{vk3y}$	0.402	Rejeté

Par ces résultats, nous pouvons confirmer que les moyennes des échantillons de  $R_{a1x}, R_{a2x}, R_{a3x}$  ne sont pas similaires entre elles. L'hypothèse nulle est rejetée dans les trois (3) cas de comparaison des rugosités moyennes  $R_{a1y}, R_{a2y}, R_{a3y}$ . Dans le cas des estimés de la profondeur des vallées, seules les moyennes de  $R_{vk1x}$  et de  $R_{vk2x}$  peuvent être considérées comme différentes. Ce qui n'est pas le cas pour celles de  $R_{vk1x}$  et de  $R_{vk2x}$  en comparaison avec la moyenne de  $R_{vk3x}$ . Basés sur ces résultats nous pouvons penser qu'il existe un modèle fortement corrélé avec la réalité pour,  $R_{a\max(1,2,3)y}$  et pour  $R_{vk\max(1,2,3)y}$ . Pour les autres paramètres, une analyse de variance est nécessaire pour confirmer l'existence d'un modèle. La dispersion des données pour chacun des paramètres de fini de surface est illustrée à la Figure 40 et à la Figure 41.

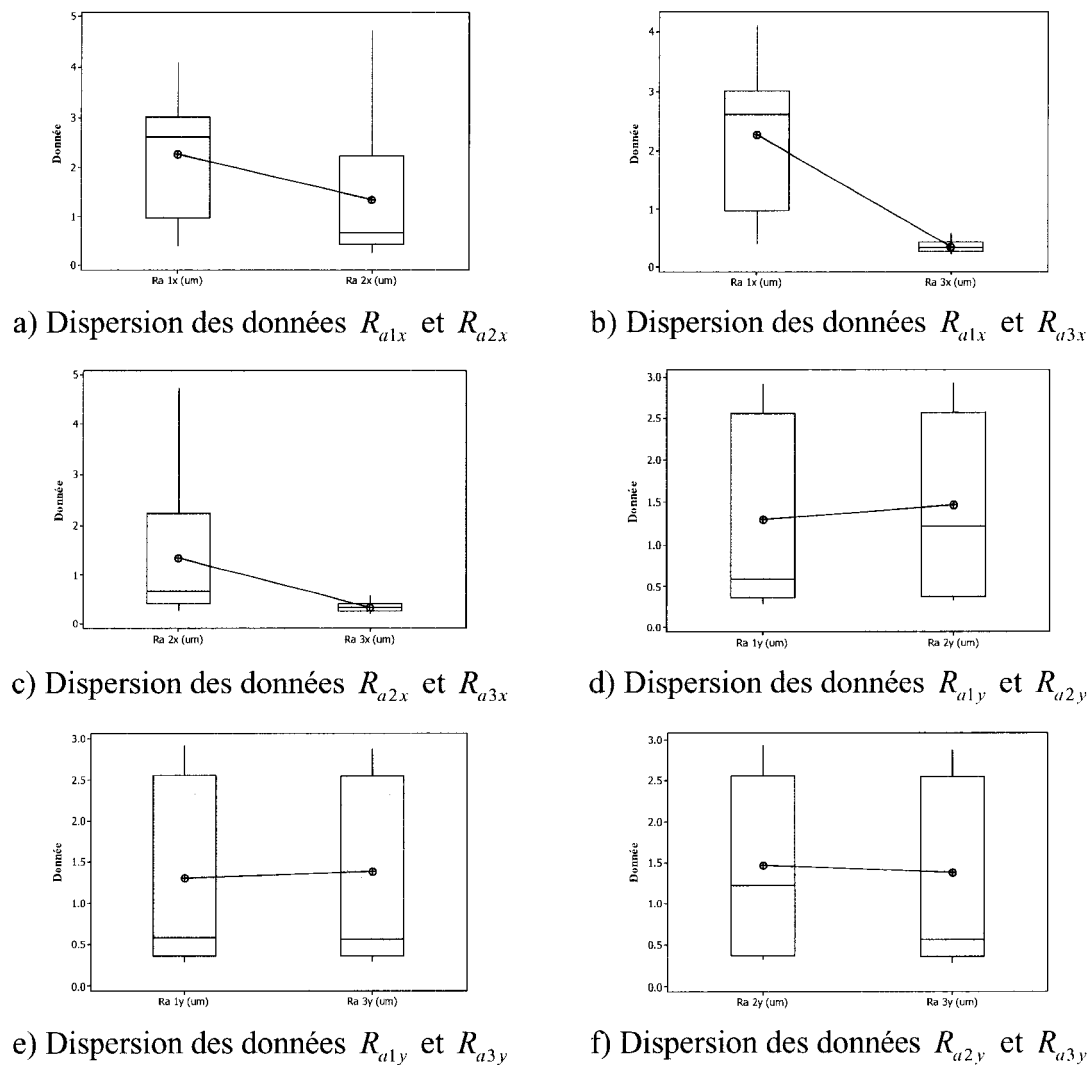


Figure 40 Boîtes de dispersion des données résultantes des tests  $t$  de Student pour  $R_{a1x}, R_{a2x}, R_{a3x}$  et  $R_{a1y}, R_{a2y}, R_{a3y}$  du plan d'expérience #2

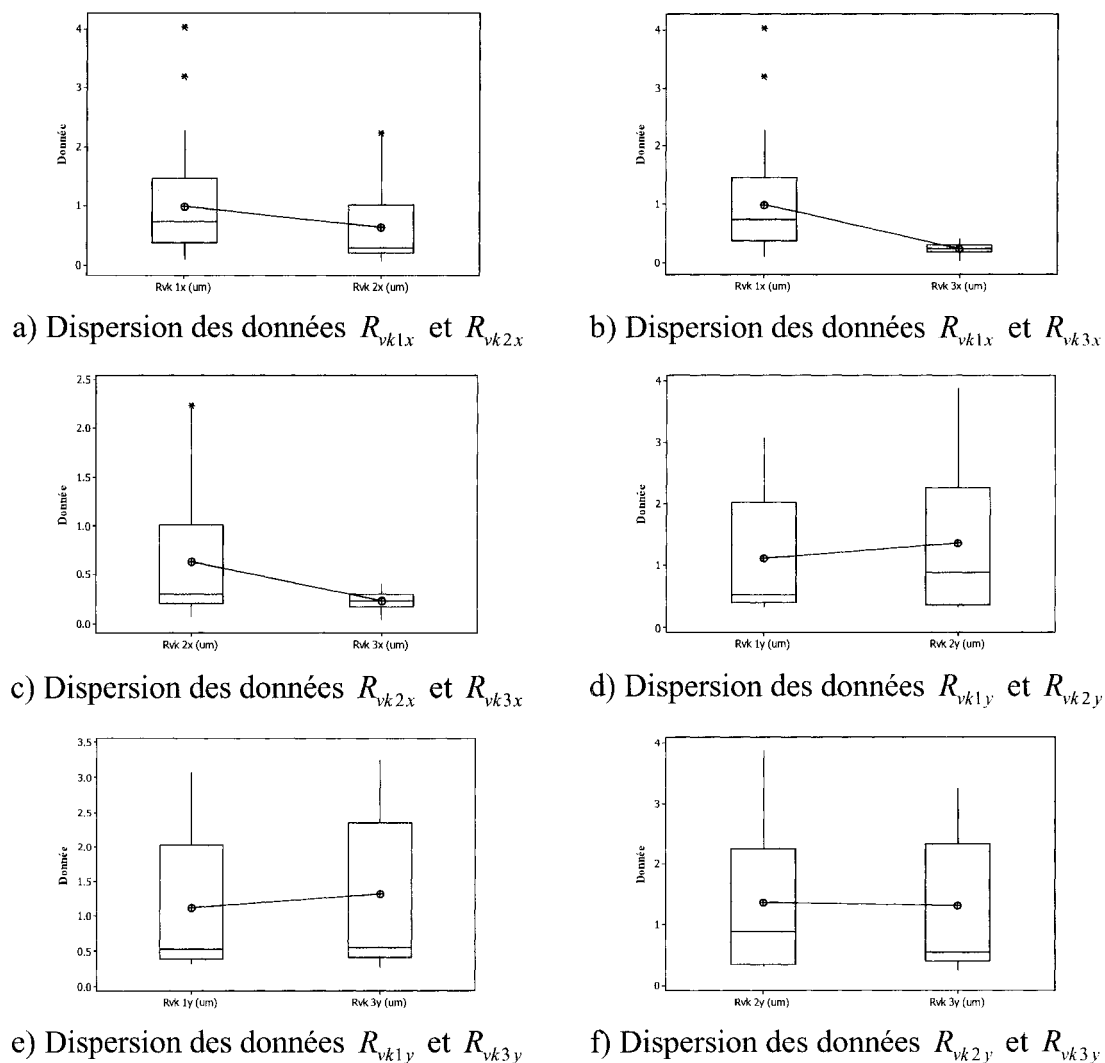


Figure 41 Boîtes de dispersion des données résultantes des tests  $t$  de Student pour  $R_{vk1x}, R_{vk2x}, R_{vk3x}$  et  $R_{vk1y}, R_{vk2y}, R_{vk3y}$  du plan d'expérience #2

La section 4.1.2.1 présente l'analyse des données de la rugosité moyenne à la position #2 dans la direction de l'abscisse ( $x$ )  $R_{a2x}$ .

#### 4.1.2.1 Rugosité moyenne $R_{a2x}$ selon l'abscisse (x)

Il est important de rappeler au lecteur que les essais ont été conduits à partir de la matrice du plan d'expériences #2 présenté au Tableau IV du chapitre deux. Sachant que les moyennes des échantillons des rugosités  $R_{a1x}, R_{a2x}, R_{a3x}$  sont différentes, nous avons exploré l'existence d'un modèle pour  $R_{a2x}$  (position médiane). En effet, ce dernier étant localisé à mi-chemin entre le rayon de la base de la pièce et la partie la plus haute de la paroi mince, ce paramètre de fini de surface offre une plus grande amplitude de déplacement lors de l'application des efforts de coupe. Par le biais de la Figure 42, nous observons que l'avance par dent est le paramètre ayant le moins d'effet sur  $R_{a2x}$  de même que le type de pastilles. Ces deux (2) facteurs ont pour effet d'améliorer légèrement le paramètre  $R_{a2x}$  pour une avance par dent de niveau 0.1778 mm et des pastilles au carbure. En contre partie, la profondeur de coupe axiale et la vitesse de broche imposent des effets importants sur la rugosité moyenne de cette position. Le  $R_{a2x}$  est donc à sa meilleure qualité lorsque la profondeur de coupe axiale est de 1.270 mm et que la vitesse de broche est ajustée au niveau 18 000 rpm ou 24 000 rpm. Il est intéressant d'observer qu'une vitesse de broche de 21 800 rpm constitue un niveau central qui diminue considérablement la qualité de la rugosité moyenne  $R_{a2x}$  lorsque ce facteur est observé sans considérer les interactions entre les autres facteurs de ce plan d'expériences.



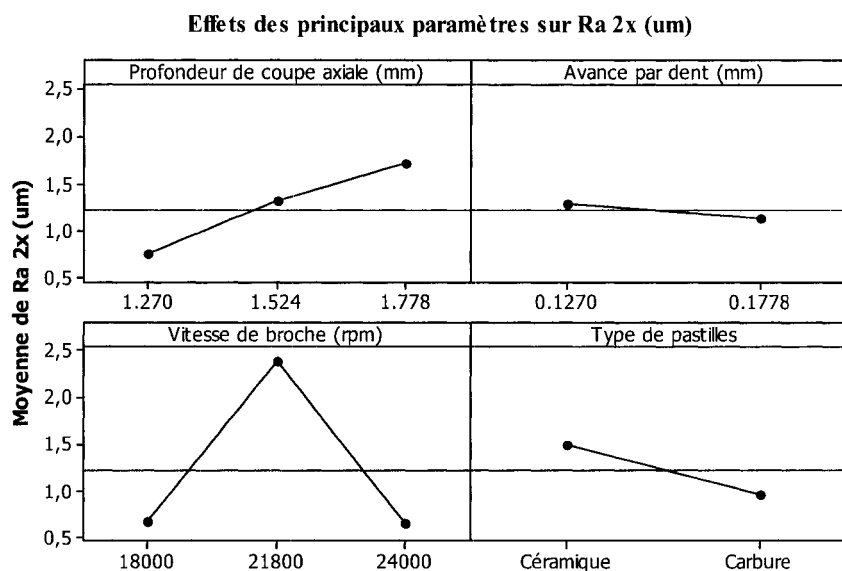


Figure 42 Graphique des effets principaux sur  $R_{a2x}$  ( $\mu\text{m}$ )

La Figure 43 présente les interactions entre les divers facteurs de ce plan d'essais. Les interactions que nous observons sont les suivantes :

1. Le type de pastilles avec la profondeur de coupe axiale.
2. Le type de pastilles avec la vitesse de broche.

Les autres interactions sont faibles et pourraient être occasionnées par le bruit présent durant l'expérimentation ou lors de la prise de mesure. Elles sont donc considérées comme négligeables.

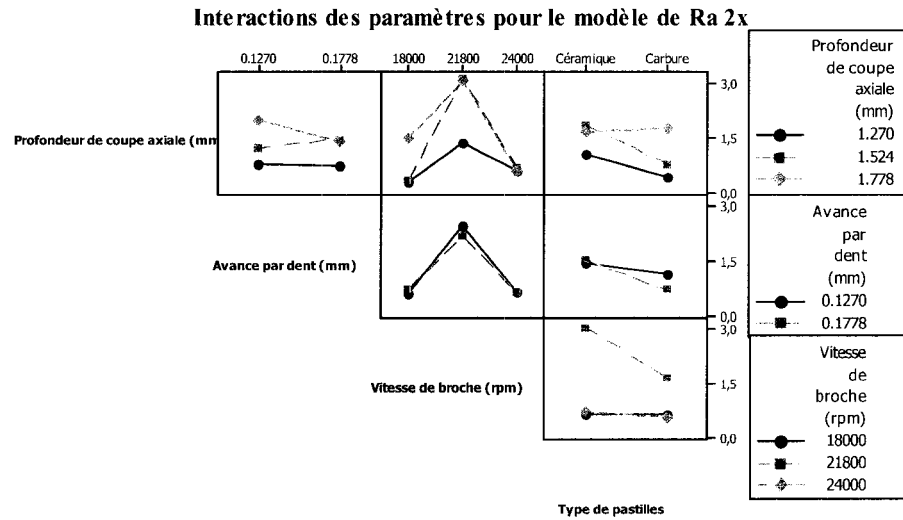


Figure 43 Graphique des interactions principales sur  $R_{a2x}$  ( $\mu\text{m}$ )

L'analyse de variance du paramètre  $R_{a2x}$  nous a permis de converger vers un modèle de prédiction corrélé à **78.44%** avec un niveau d'erreur  $\sigma_{erreur} = 0.621$ . Le niveau de confiance utilisé pour l'obtention du modèle exprimé par l'équation (4.5) est de 95%. L'ensemble des combinaisons de variable choisi pour ce modèle respectent des valeurs- $p$  ayant un niveau d'erreur  $\alpha \leq 0.05$ .

$$\left\{ \hat{R}_{a2x_{36}} \right\} = \alpha_{1 \times 9}^{\text{III}} \cdot \beta_{9 \times 36}^{\text{III}} \quad (4.5)$$

On peut visualiser le faible taux de corrélation de ce modèle par le biais de la Figure 44. La limite inférieure acceptable pour le coefficient de corrélation est de 70%. Le modèle de l'équation (4.5)<sup>9</sup> est donc relativement proche de cette limite. Ce dernier considère uniquement un terme constant, la vitesse de broche, la profondeur de coupe axiale et ces deux (2) derniers combinés. L'analyse de la dispersion des résidus démontre qu'il y a

<sup>9</sup> La matrice des unités codées et le vecteur des coefficients sont disponibles à l'annexe 6 du mémoire.

présence de deux (2) dispersions distinctes qui ne respectent pas la loi de distribution normale (Figure 45). La distribution non normale des résidus confirme que le modèle ne peut pas être considéré comme étant viable.

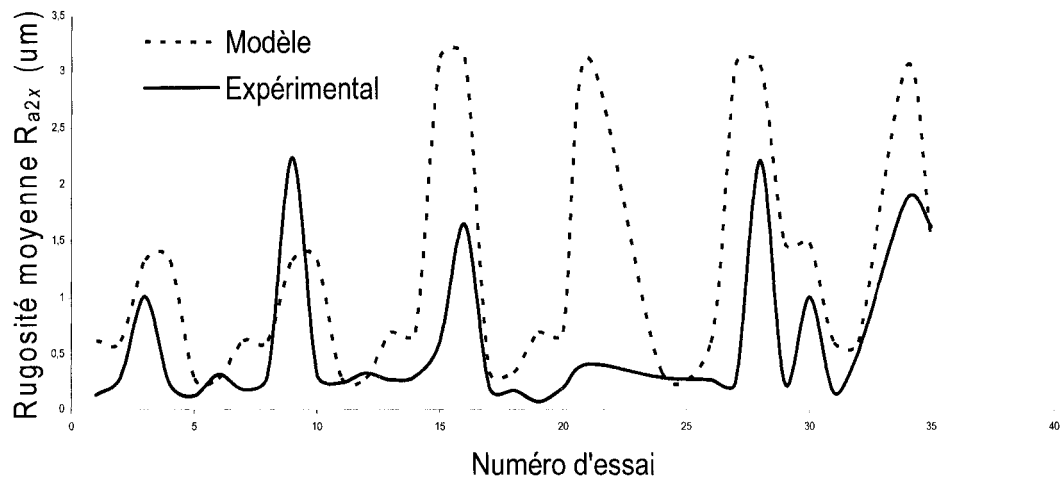


Figure 44 Graphique de comparaison entre les résultats du modèle vs résultats réels pour  $R_{a2x}$

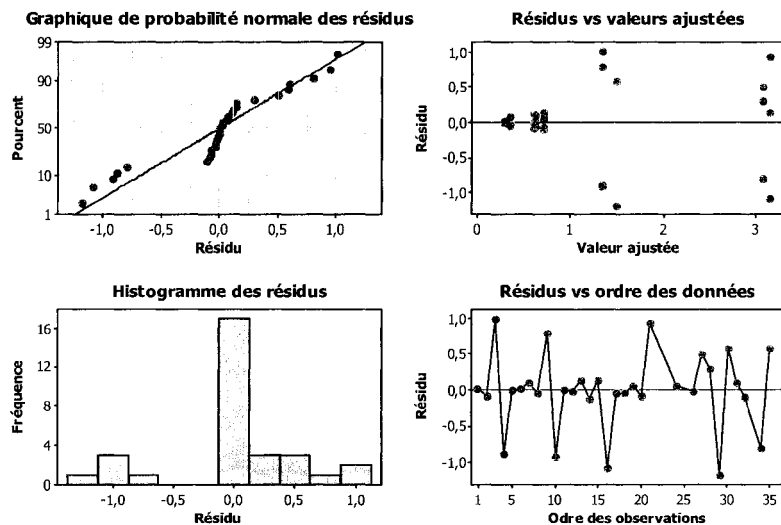


Figure 45 Graphiques de validation de la normalité des résidus  $R_{a2x}$

L'étalement de la surface de réponse pour  $R_{a2x}$  (Figure 46) démontre que sa valeur minimale ( $0.286 \mu\text{m}$ ) sera obtenue par une vitesse de broche de 18 000 rpm combinée à une profondeur de coupe axiale de 1.270 mm. Ces paramètres permettent l'atteinte d'un taux d'enlèvement d'aluminium de  $25\,809.6 \text{ mm}^3/\text{min}$  en considérant que la coupe est effectuée avec une avance par dent de  $0.1778 \text{ mm}$  avec des pastilles au carbure (Tableau XXI). Un léger compromis de  $0.323 \mu\text{m}$  peut être fait pour obtenir un  $R_{a2x} = 0.609 \mu\text{m}$  et un taux d'enlèvement d'aluminium de  $48\,178 \text{ mm}^3/\text{min}$ . Ce résultat est obtenu avec des niveaux ajustés à 24 000 rpm pour la vitesse de broche, à 1.778 mm de profondeur de coupe axiale et toujours pour une avance par dent de  $0.1778 \text{ mm}$  combiné à des pastilles au carbure (Tableau XXI). Ce dernier correspond à une différence de productivité de 86.7% pour cet outil en comparaison avec le taux d'enlèvement obtenu précédemment ( $25\,809.6 \text{ mm}^3/\text{min}$ ). Le niveau intermédiaire de la vitesse de broche provoque, selon le modèle établi, un léger dépassement de la valeur maximale acceptable pour ainsi atteindre  $R_{a2x} = 3.135 \mu\text{m}$ .

Tableau XXI  
Réglage du niveau des facteurs pour la meilleure rugosité moyenne  $R_{a2x}$   
et la meilleure productivité.

Facteurs	Niveau d'ajustement Rugosité moyenne	Niveau d'ajustement Productivité
Avance par dent (mm)	0.178	0.178
Profondeur de coupe axiale (mm)	1.270	1.778
Vitesse de broche (rpm)	18 000	24 000

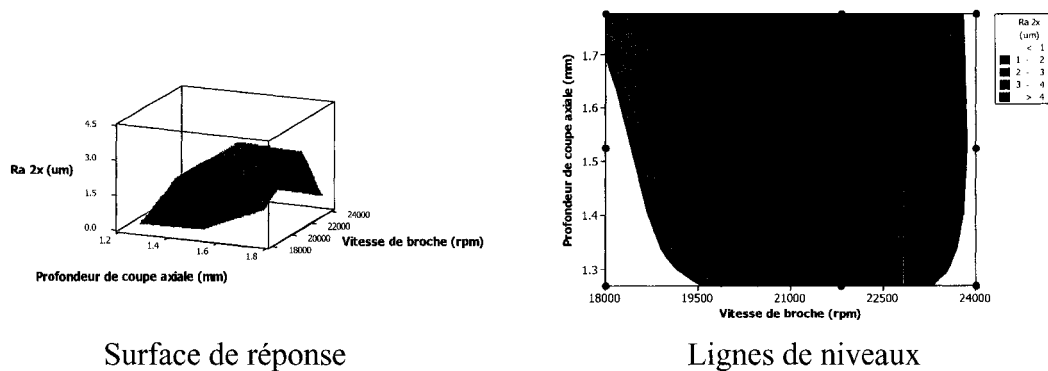


Figure 46  $R_{a2x}$  vs Vitesse de broche et Profondeur de coupe axiale

La faible corrélation du modèle de prédiction de  $R_{a2x}$  et la différence entre les moyennes des échantillons par position  $R_{a1x}$ ,  $R_{a2x}$ ,  $R_{a3x}$  ne constitue pas un bon moyen de prédiction pour l'ensemble de la rugosité moyenne sur la longueur des parois minces (abscisse  $x$ ). D'ailleurs, l'analyse de la dispersion des résidus démontre qu'ils ne respectent pas une distribution normale ce qui nous permet de confirmer que le modèle ne peut pas être utilisé pour prédire le fini de surface résultant.

Nous avons donc privilégié l'approche globale utilisée pour la prédiction du fini de surface des rayons. Cette dernière consiste à maximiser le fini de surface entre les trois (3) positions et ensuite de minimiser le fini résultant. Cette méthode assurera donc que le fini de surface de l'ensemble de la paroi sera sous la valeur limite pour les modèles

possibles à établir. La section 4.1.2.2 présente cette approche et son analyse pour établir le modèle de la rugosité moyenne  $R_{a_{\max(1,2,3)}}$  dans la direction de l'abscisse ( $x$ ).

#### 4.1.2.2 Rugosité moyenne $R_{a_{\max(1,2,3)}}$ selon l'abscisse ( $x$ )

L'analyse statistique des données obtenue par le filtre  $R_{a_{\max(1,2,3)}}$  selon l'abscisse ( $x$ ) nous permet de constater que les facteurs possédants les effets individuels les plus prononcés sur  $R_{a_{\max(1,2,3)}}$  sont ceux de l'avance par dent, de la vitesse de broche et de la profondeur de coupe axiale (Figure 47). Pour sa part, le type de pastilles affecte le résultat avec moins de signifiante. Lorsque ces effets sont analysés de façon indépendante nous remarquons que le niveau maximum de l'avance par dent est directement lié à l'augmentation de la productivité et de la qualité des pièces travaillées. L'effet de la vitesse de broche provoque une dégradation de la rugosité de surface  $R_{a_{\max(1,2,3)}}$  lors du passage de son niveau inférieur à son niveau intermédiaire. Par contre, l'effet de ce facteur est inversé lorsque son niveau intermédiaire est accru vers son ajustement maximal. Quant à elle, la profondeur de coupe axiale provoque une diminution de la qualité de la rugosité moyenne  $R_{a_{\max(1,2,3)}}$  lorsque son ajustement passe du niveau inférieur au niveau intermédiaire. Ce dernier n'a plus d'effet sur le fini de surface  $R_{a_{\max(1,2,3)}}$  lors du passage du niveau intermédiaire à supérieur car la rugosité moyenne a atteint un plateau parfaitement horizontal pour cette plage d'ajustements.

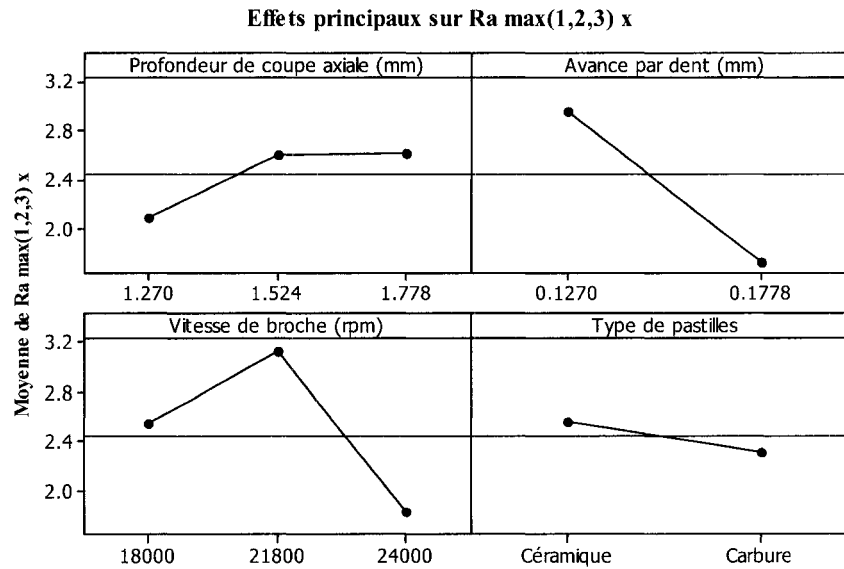


Figure 47 Graphique des effets principaux sur  $Ra_{\max(1,2,3)}$  ( $\mu m$ ) selon l'abscisse ( $x$ )

L'analyse graphique (Figure 48) permet d'identifier l'existence des interactions entre:

1. La vitesse de broche et le type de pastilles.
2. L'avance par dent et le type de pastilles.

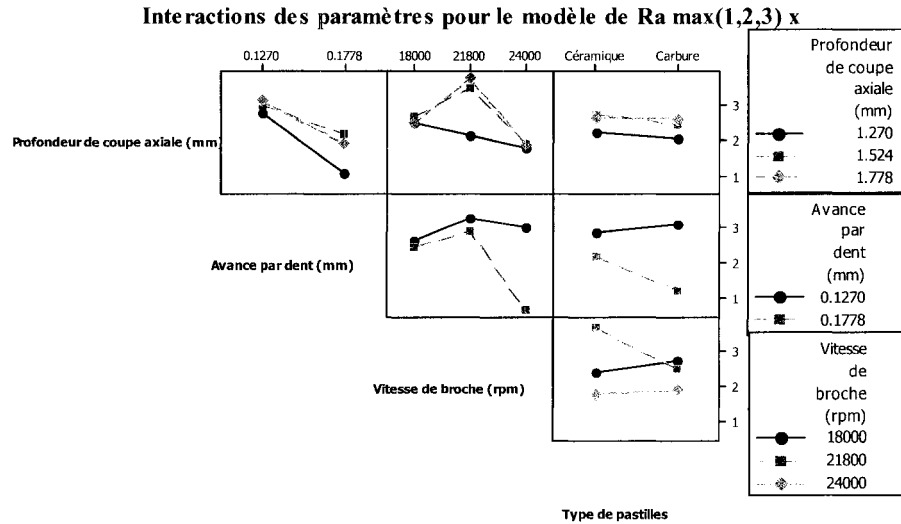


Figure 48 Graphique des interactions principales sur  $R_{a\max(1,2,3)}$  ( $\mu m$ ) selon l'abscisse ( $x$ )

L'analyse des variances nous a révélé l'existence d'un modèle de prédiction du  $R_{a\max(1,2,3)}$  très intéressant de par son facteur de corrélation de **97.46%** avec un niveau d'erreur  $\sigma_{\text{Erreur}} = 0.263$ . Ce modèle suit aussi un niveau de confiance de 95% avec l'ensemble des valeurs- $p$  inférieur à l'erreur  $\alpha = 0.05$ . La rugosité moyenne  $R_{a\max(1,2,3)}$  selon l'abscisse ( $x$ ) peut donc être reproduite à l'aide de l'équation (4.6)<sup>10</sup>.

$$\left\{ \hat{R}_{a\max(1,2,3)} \right\}_{36} = \alpha_{1 \times 18}^{IV} \cdot \beta_{18 \times 36}^{IV} \quad (4.6)$$

Ce modèle de prédiction utilise les facteurs de la profondeur de coupe axiale, de l'avance par dent et de la vitesse de broche pour effectuer le calcul de la réponse résultante  $R_{a\max(1,2,3)}$ . La Figure 49 illustre bien la forte corrélation entre les résultats prédictifs du modèle et ceux des valeurs réelles obtenus lors de l'expérimentation.

<sup>10</sup> La matrice des unités codées et le vecteur des coefficients sont disponibles à l'annexe 6 du mémoire.



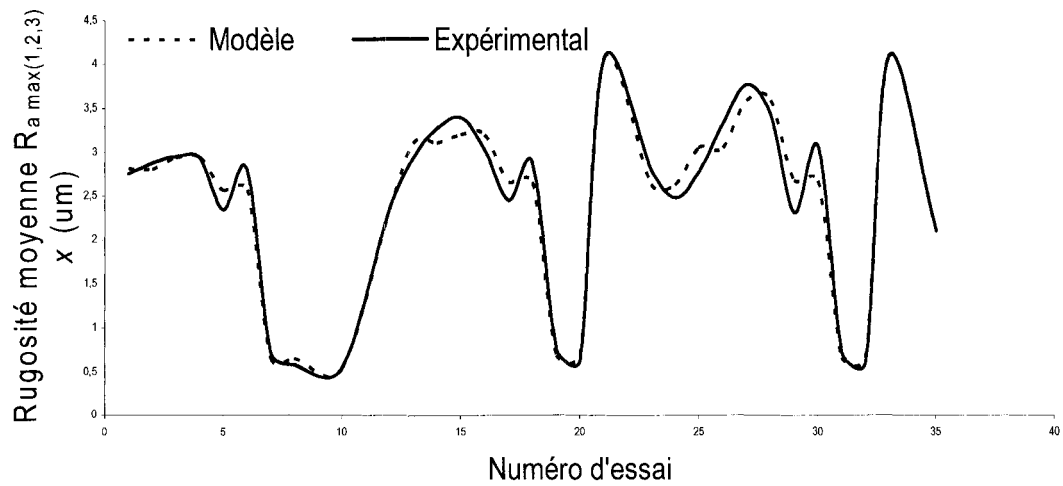


Figure 49 Graphique de comparaison entre les résultats du modèle vs résultats réels pour  $R_{a_{\max(1,2,3)}}$  selon l'abscisse ( $x$ )

Les résidus de la réponse  $R_{a_{\max(1,2,3)}}$  observent une distribution normale centrée sur zéro (Figure 50) qui confirme que le modèle est valide et fiable.

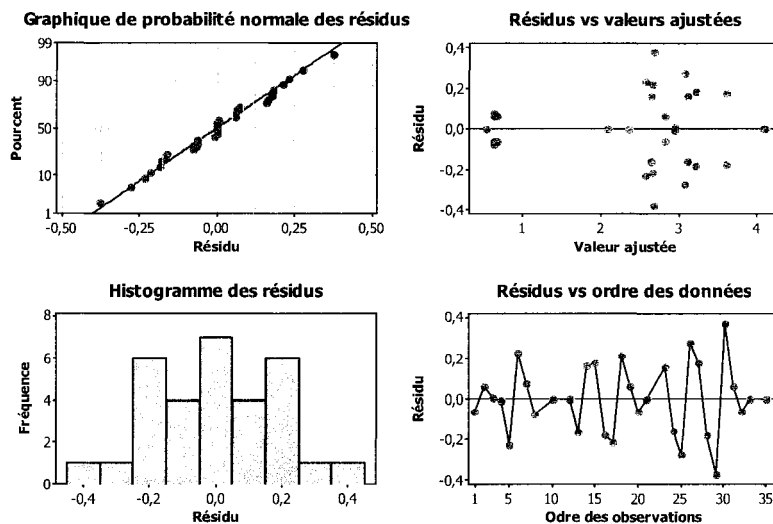


Figure 50 Graphiques de validation de la normalité des résidus  $R_{a\max(1,2,3)}$  selon l'abscisse ( $x$ )

La surface de réponse du paramètre  $R_{a\max(1,2,3)}$  en fonction de l'avance par dent et de la profondeur de coupe axiale (Figure 51) démontre que la meilleure qualité du fini de surface sera obtenue pour une avance par dent de 0.1778 mm et une profondeur de coupe de 1.270 mm. Du point de vue de l'augmentation de la productivité tout en conservant un  $R_{a\max(1,2,3)} \leq 3.125 \mu\text{m}$ , le niveau de ces deux (2) paramètres peut être ajusté à leurs valeurs maximales qui sont respectivement 0.1778 mm et 1.778 mm pour l'avance par dent et la profondeur de coupe axiale. En effet, la rugosité moyenne résultante de ces niveaux est  $R_{a\max(1,2,3)} = 2.098 \mu\text{m}$ . Par contre, la Figure 51 ne tient pas compte de la variation de la vitesse de broche qui peut affecter le résultat en détériorant la rugosité moyenne de la paroi mince.

La surface de réponse et les lignes de niveaux de la Figure 52 démontrent bien que les meilleures qualités et productivités sont obtenues à une vitesse de broche de 24 000 rpm et une profondeur de coupe axiale de 1.778 mm. De la même façon, la Figure 53 permet

d'observer que la vitesse de broche maximale (24 000 rpm) combinée à une avance par dent de 0.1778 mm rencontre les mêmes objectifs.

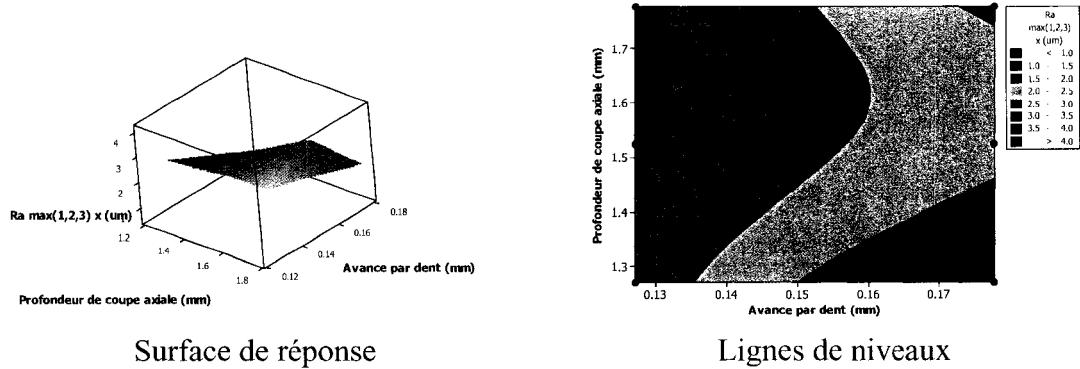


Figure 51  $R_{a\max(1,2,3)}$  selon l'abscisse (x) vs Avance par dent et Profondeur de coupe axiale

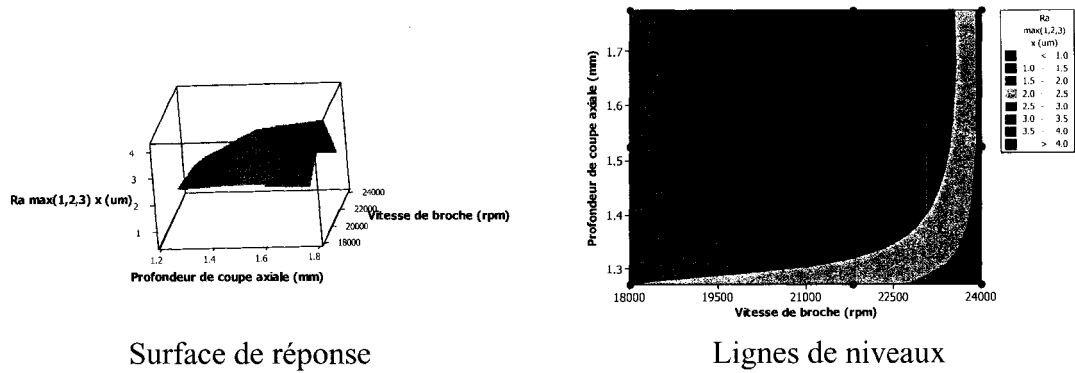


Figure 52  $R_{a\max(1,2,3)}$  selon l'abscisse (x) vs Vitesse de broche et Profondeur de coupe axiale

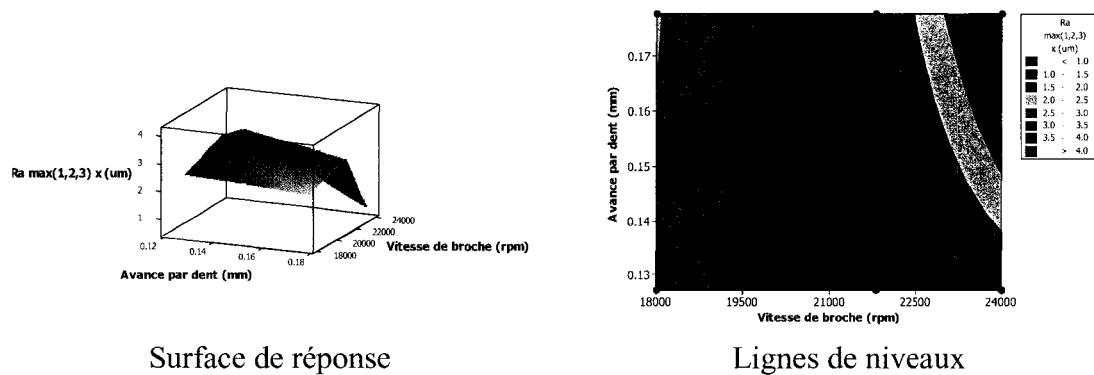


Figure 53  $R_{a\max(1,2,3)}$  selon l'abscisse ( $x$ ) vs Avance par dent et Vitesse de broche

Pour l'outil de coupe à deux (2) pastilles de marque *Sandvik Coromant*, il est possible d'obtenir un taux d'enlèvement d'aluminium de  $48\,178\text{ mm}^3/\text{min}$  pour une rugosité moyenne  $R_{a\max(1,2,3)} = 0.658\ \mu\text{m}$  selon la direction de l'abscisse ( $x$ ). L'optimisation des facteurs à l'étude pour le  $R_{a\max(1,2,3)}$  permet donc une augmentation de la productivité de 40% pour une dégradation mineure de la rugosité moyenne de  $0.048\ \mu\text{m}$  par rapport à l'optimisation du modèle établi lors de l'étude du  $R_{a2x}$ . Les niveaux d'ajustement des facteurs qui allouent ces performances sont étalés au Tableau XXII. D'ailleurs, soulignons que le type de pastilles utilisées pour l'usinage n'affectera pas significativement les résultats de la rugosité moyenne  $R_{a\max(1,2,3)}$  pour ces niveaux d'ajustement.

Tableau XXII  
Réglage du niveau des facteurs pour la meilleure rugosité moyenne

$R_{a\max(1,2,3)}$  selon l'abscisse ( $x$ ) et la meilleure productivité

Facteurs	Niveau d'ajustement
Avance par dent (mm)	0.178
Profondeur de coupe axiale (mm)	1.778
Vitesse de broche (rpm)	24 000

Afin de maximiser la résistance à la fatigue des longerons, la prochaine section propose l'étude du paramètre  $R_{vk \max(1,2,3)}$  qui estime la profondeur des vallées de la surface.

#### 4.1.2.3 Analyse de l'Estimé de la profondeur des vallées $R_{vk \max(1,2,3)}$ selon l'abscisse (x)

L'estimé de la profondeur des vallées est un paramètre résultant à minimiser dans l'objectif de réduire l'apparition de fissures occasionnées par le phénomène de fatigue dans les pièces. Nous basons le développement du modèle de prédiction pour  $R_{vk \max(1,2,3)}$  dans la direction de l'abscisse (x) sur le même principe que celui du  $R_{a \max(1,2,3)}$ . Ce principe étant toujours celui de la maximisation des résultats expérimentaux entre les trois (3) positions pour ensuite en extraire un modèle qui minimisera la valeur de l'estimé de la profondeur des vallées  $R_{vk \max(1,2,3)}$ .

La Figure 54 met en perspective les effets individuels de chacun des facteurs étudiés. La profondeur de coupe axiale ainsi que la vitesse de broche ont un effet prononcé sur le  $R_{vk \max(1,2,3)}$  alors que celui de l'avance par dent et du type de pastilles sont approximativement 75% moins accentués. Tout comme les effets sur le paramètre  $R_{a \max(1,2,3)}$  dans la même direction, la vitesse de broche et l'avance par dent réduisent l'estimé de la profondeur des vallées  $R_{vk \max(1,2,3)}$  lorsqu'elles sont ajustées à leurs niveaux les plus performants. Contrairement à ces facteurs, la profondeur de coupe a pour effet d'augmenter la valeur du paramètre à l'étude pour un ajustement de 1.778 mm. Quant au type de pastille à utiliser, celles à revêtement de céramique minimisent le  $R_{vk \max(1,2,3)}$ . La vitesse de broche a peu d'effet sur le  $R_{vk \max(1,2,3)}$  pour les ajustements de sa plage de niveau inférieur à intermédiaire. Par contre, son effet provoque une amélioration de l'estimé de la profondeur des vallées ( $R_{vk \max(1,2,3)}$ ) pour un passage de son niveau intermédiaire à son niveau supérieur.

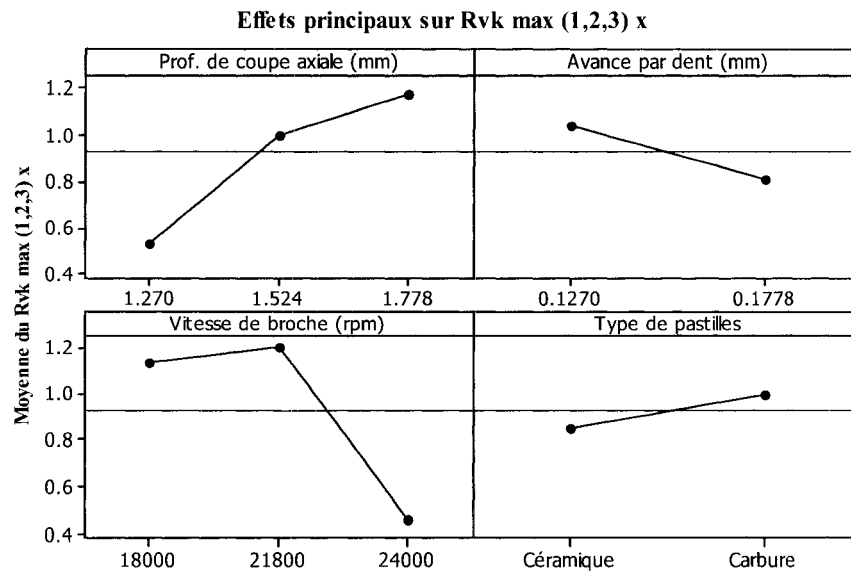


Figure 54 Graphique des effets principaux sur  $R_{vk \max(1,2,3)}$  ( $\mu m$ ) selon l'abscisse ( $x$ )

Les interactions entre les facteurs du plan d'expérience pour le  $R_{vk \max(1,2,3)}$ , sont :

1. La profondeur de coupe axiale avec la vitesse de broche.
2. Le type de pastilles avec la vitesse de broche.
3. La profondeur de coupe axiale avec le type de pastille.

Les autres combinaisons de facteurs ne démontrent pas d'interaction à considérer.

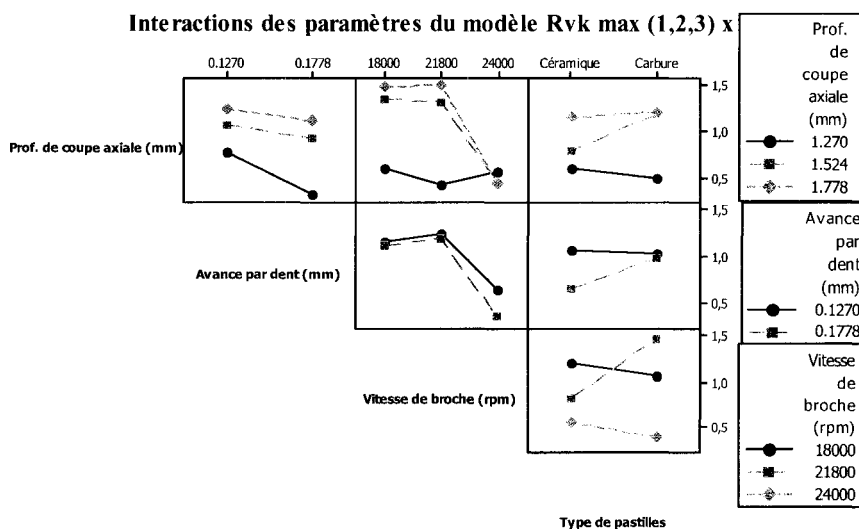


Figure 55 Graphique des interactions principales sur  $R_{vk \max(1,2,3)}$  ( $\mu m$ ) selon l'abscisse ( $x$ )

Le modèle révélé par l'analyse de variance selon l'équation (4.7) se situe à un niveau de corrélation appréciable de **87.79%** avec un niveau d'erreur  $\sigma_{Erreur} = 0.278$ . Les valeurs- $p$  des variables du modèle sont toutes inférieures à 0.05 pour respecter un niveau de confiance de 95%. Le niveau de corrélation avec les données expérimentales est démontré par la Figure 56. Ce modèle représenté par l'équation (4.7)<sup>11</sup> est basé sur les divers niveaux de la profondeur de coupe axiale, de la vitesse de broche, du type de pastilles et ne considère pas le facteur de l'avance par dent.

$$\left\{ \hat{R}_{vk \max(1,2,3)} \right\}_{36} = \alpha_{1 \times 12}^V \cdot \beta_{12 \times 36}^V \quad (4.7)$$

<sup>11</sup> La matrice des unités codées et le vecteur des coefficients sont disponibles à l'annexe 6 du mémoire.

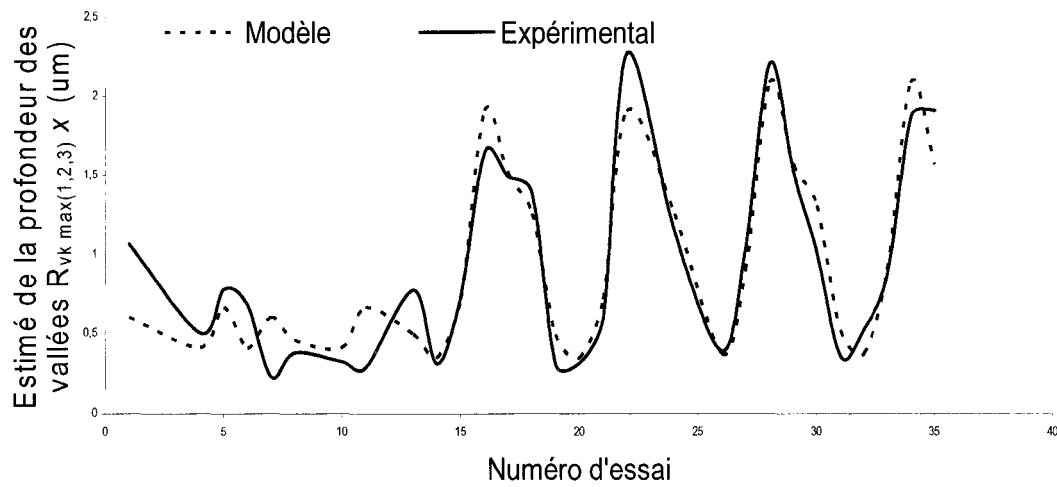


Figure 56 Graphique de comparaison entre les résultats du modèle vs résultats réels pour  $R_{vk \max(1,2,3)}$  selon l'abscisse ( $x$ )

Par l'observation de la Figure 57 nous acceptons le fait que la distribution des résidus de  $R_{vk \max(1,2,3)}$  suit une loi normale centrée sur zéro. Par la normalité des ces résidus nous décrétons le modèle comme étant fiable pour prédire l'estimé de la profondeur des vallées  $R_{vk \max(1,2,3)}$ .



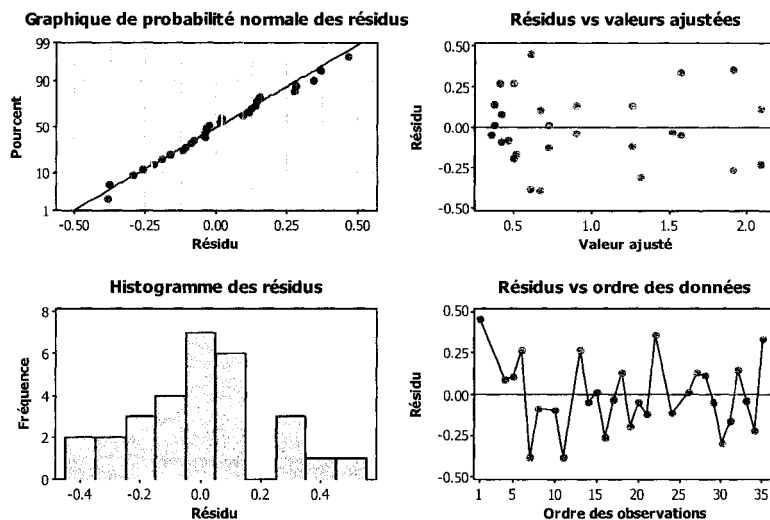


Figure 57 Graphiques de validation de la normalité des résidus  $R_{vk \max(1,2,3)}$  selon l'abscisse ( $x$ )

La Figure 58 démontre par la surface de réponse du  $R_{vk \max(1,2,3)}$  que les paramètres de productivité et de qualité optimaux offrent une réponse minimisée ( $R_{vk \max(1,2,3)} = 0.519 \mu m$ ). En effet, une vitesse de broche de 24 000 rpm ajustée avec une profondeur de coupe axiale de 1.778 mm (Tableau XXIII) ouvre la possibilité d'atteindre un taux d'enlèvement d'aluminium de 48 178  $mm^3/min$ . Pour atteindre ce taux d'enlèvement l'avance par dent doit être choisie selon son niveau supérieur (0.1778 mm) et les pastilles au carbure sont utilisées puisqu'elles ont un effet bénéfique sur le  $R_{vk \max(1,2,3)}$  selon la Figure 55.

Tableau XXIII  
 Réglage du niveau des facteurs pour le meilleur  $R_{vk \max(1,2,3)}$   
 selon l'abscisse ( $x$ ) et la meilleure productivité

Facteurs	Niveau d'ajustement
Avance par dent (mm)	0.178
Profondeur de coupe axiale (mm)	1.778
Vitesse de broche (rpm)	24 000

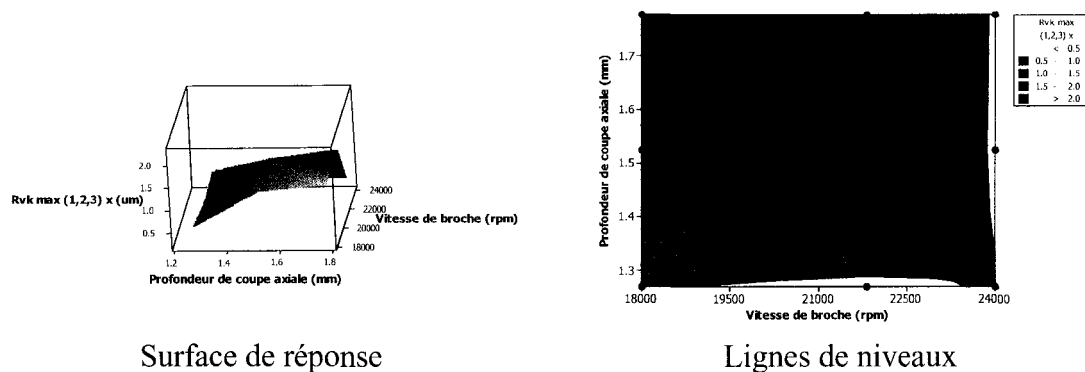


Figure 58  $R_{vk \max(1,2,3)}$  selon l'abscisse ( $x$ ) vs Vitesse de broche et Profondeur de coupe axiale

Les paramètres expérimentaux résultant de l'usinage sont différents selon la direction de la prise de lecture (abscisse  $x$  ou ordonnée  $y$ ). Cette différence implique que les deux (2) directions soient étudiées afin de s'assurer que l'ajustement des facteurs de coupe respecte la limite de qualité du fini de surface imposée par l'industrie. Dans la prochaine section de ce travail nous présentons les résultats associés au paramètre  $R_{a \max(1,2,3)}$  dans l'orientation de l'ordonnée ( $y$ ) donc dans le sens vertical des parois minces.

#### 4.1.2.4 Rugosité moyenne $R_{a \max(1,2,3)}$ selon l'ordonnée ( $y$ )

La rugosité moyenne des parois minces dans le sens vertical, c'est-à-dire selon l'ordonnée ( $y$ ), semble moins subir l'effet des facteurs tels que la profondeur de coupe

axiale, la vitesse de broche et l'avance par dent. En effet, la Figure 59 met en relief que le type de pastilles est l'effet le plus significatif des facteurs à l'étude. Le  $R_{a_{\max(1,2,3)}}$  sera donc plus petit si les pastilles au carbure sont utilisées pour la coupe. Selon les effets les moins marqués, nous pouvons observer que la profondeur de coupe axiale offre la meilleure rugosité moyenne  $R_{a_{\max(1,2,3)}}$  pour son niveau d'ajustement le plus élevé (1.778 mm). Quant à elle, la vitesse de broche procurera le meilleur rendement pour la qualité de la pièce si son niveau est ajusté à sa valeur intermédiaire (21 800 rpm). En ce qui a trait à l'avance par dent on peut considérer son effet comme étant négligeable.

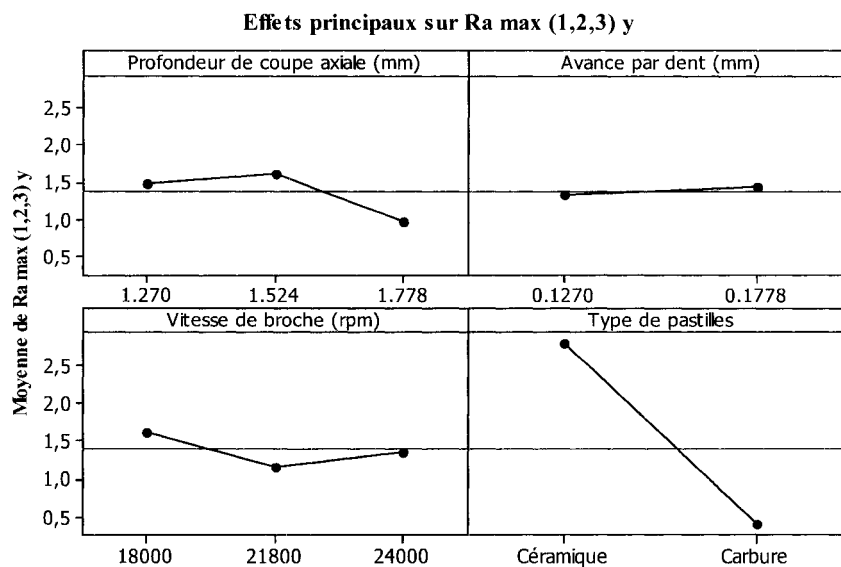


Figure 59 Graphique des effets principaux sur  $R_{a_{\max(1,2,3)}} (\mu m)$  selon l'ordonnée (y)

Malgré que le type de pastilles soit le facteur possédant le plus d'effets sur le  $R_{a_{\max(1,2,3)}}$ , la Figure 60 n'exhibe pas d'interaction entre ce dernier et les trois (3) autres facteurs. Les interactions les plus accentuées sont ainsi :

1. La profondeur de coupe axiale (1.270 mm et 1.524 mm) avec l'avance par dent.

2. La vitesse de broche avec l'avance par dent (0.1270 mm et 0.1778 mm).

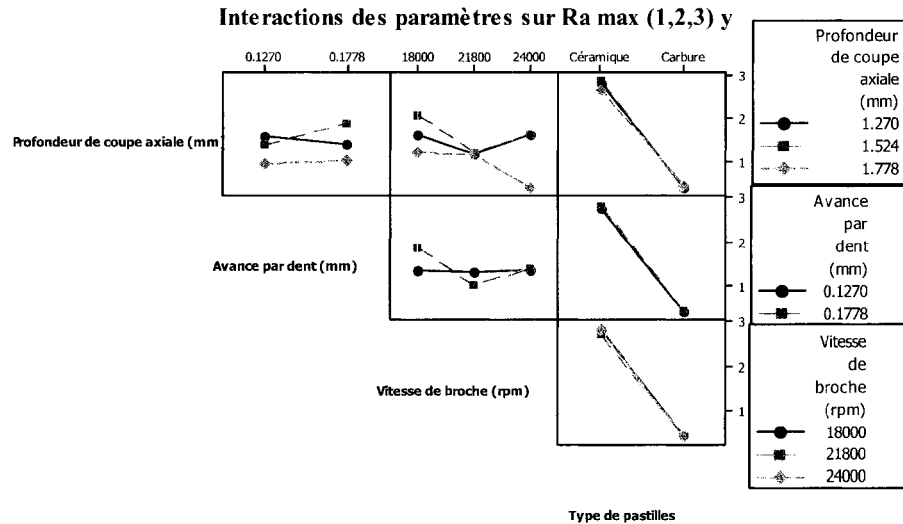


Figure 60 Graphiques des interactions principales sur  $R_{a\max(1,2,3)}$  ( $\mu\text{m}$ ) selon l'ordonnée ( $y$ )

En ce qui a trait à la réponse  $R_{a\max(1,2,3)}$  dans l'orientation de l'ordonnée l'analyse des variances nous a conduit au modèle exprimé par l'équation (4.8). Ce modèle se caractérise par un fort facteur de corrélation (**99.97%**) et une faible erreur  $\sigma_{\text{Erreur}} = 0.025$ . Le niveau de confiance utilisé est identique aux modèles précédents (95%). Toutes les valeurs- $p$  des divers termes retenus se situent sous la limite acceptable de 0.05. La corrélation du modèle prédictif de l'équation (4.8)<sup>12</sup> est tellement forte que les pointillés illustrant la courbe du modèle sont à peine perceptibles sur la Figure 61.

<sup>12</sup> La matrice des unités codées et le vecteur des coefficients sont disponibles à l'annexe 6 du mémoire.

$$\left\{ \hat{R}_{\alpha \max(1,2,3)_{36}} \right\} = \alpha_{1 \times 12}^{VI} \cdot \beta_{12 \times 36}^{VI} \quad (4.8)$$

Ce modèle tient compte de l'ensemble des facteurs utilisés pour l'expérimentation. En effet, la profondeur de coupe axiale, la vitesse de broche, l'avance par dent et le type de pastilles sont les termes associés aux coefficients qui composent le vecteur  $\alpha_{1 \times 12}^{VI}$ . Le modèle est considéré comme étant fiable puisque la dispersion des résidus démontre par l'analyse de la Figure 62 qu'elle suit une loi normale centrée sur zéro.

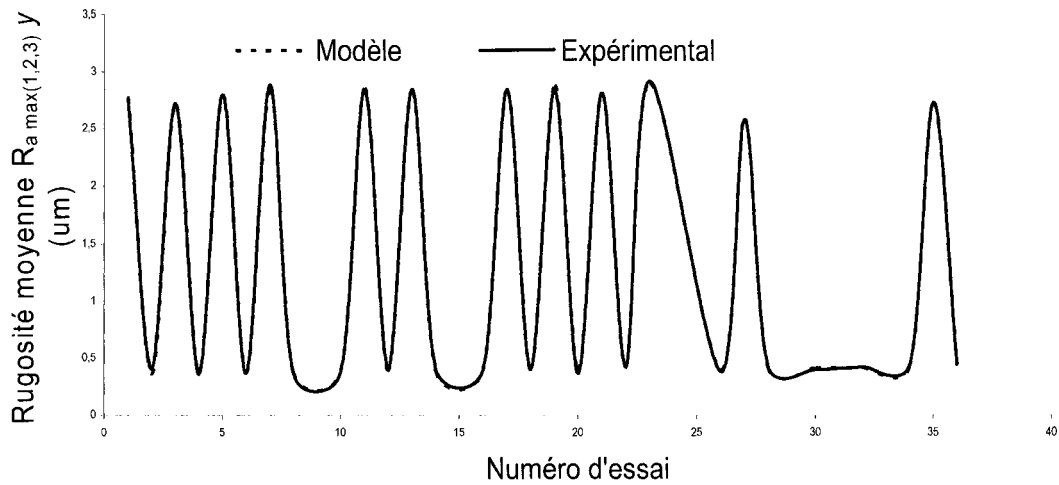


Figure 61 Graphique de comparaison entre les résultats du modèle vs résultats réels pour  $R_{\alpha \max(1,2,3)}$  selon l'ordonnée ( $y$ )

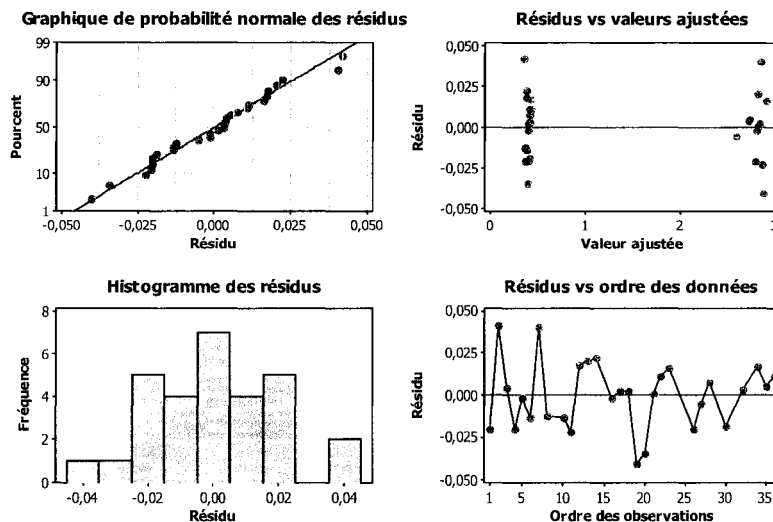


Figure 62 Graphiques de validation de la normalité des résidus  $R_{a\max(1,2,3)}$  selon l'ordonnée ( $y$ )

La surface de réponse  $R_{a\max(1,2,3)}$  en fonction de la vitesse de broche et de l'avance par dent étale les niveaux qui minimisent le critère qualité (Figure 63). La combinaison de ces deux (2) facteurs minimise le  $R_{a\max(1,2,3)}$  lorsque la vitesse de broche est réglée à 21 800 rpm alors que l'avance par dent est ajustée à 0.1778 mm. La Figure 64 indique par la surface de réponse de  $R_{a\max(1,2,3)}$  en fonction de l'avance par dent et la profondeur de coupe axiale que ces facteurs optimisent le critère de la qualité avec celui de la productivité pour un ajustement respectif de 0.1778 mm et de 1.778 mm. Quant à elle, la surface résultante pour  $R_{a\max(1,2,3)}$  en fonction de la vitesse de broche et de la profondeur de coupe axiale (Figure 65) désigne respectivement les valeurs de 24 000 rpm et de 1.778 mm pour la vitesse de broche et la profondeur de coupe axiale comme étant les niveaux d'ajustement nécessaire au respect du critère de qualité de la pièce travaillée.

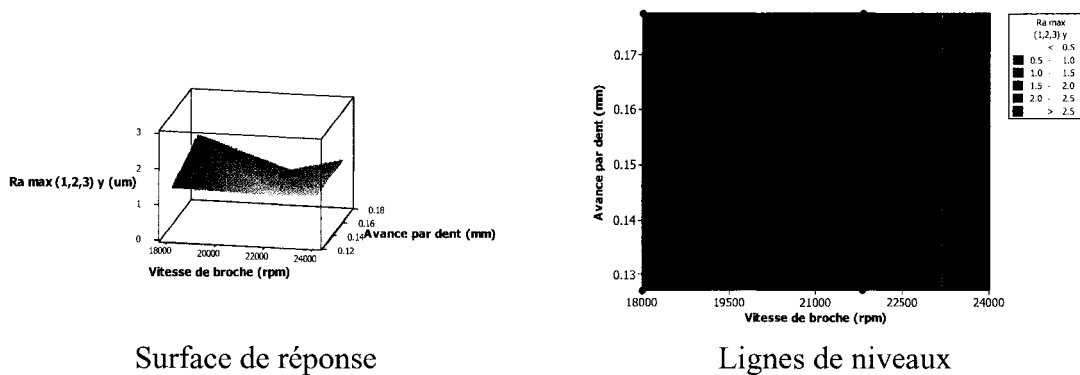


Figure 63  $R_{a\max(1,2,3)}$  selon l'ordonnée ( $y$ ) vs Vitesse de broche et Avance par dent

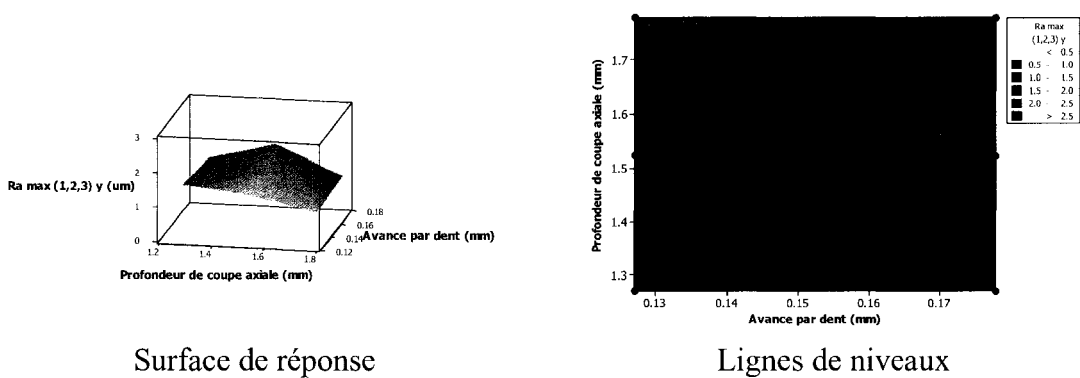


Figure 64  $R_{a\max(1,2,3)}$  selon l'ordonnée ( $y$ ) vs Avance par dent et Profondeur de coupe axiale

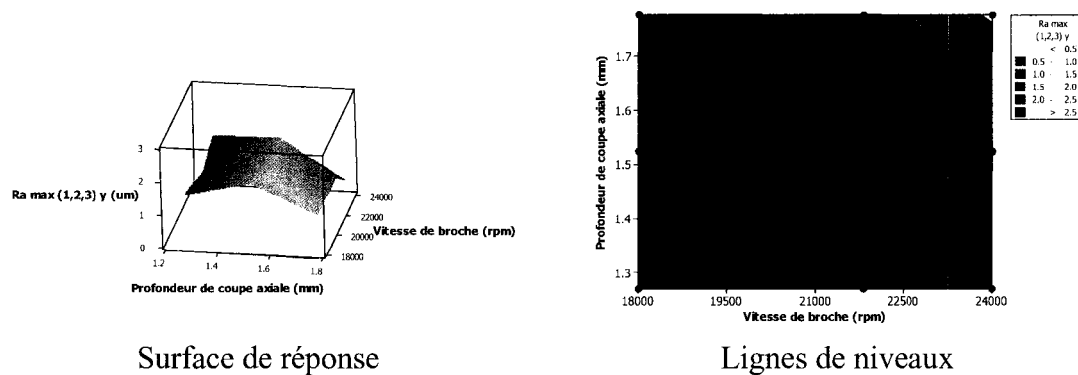


Figure 65  $R_{a\max(1,2,3)_y}$  selon l'ordonnée ( $y$ ) vs Vitesse de broche et Profondeur de coupe axiale

Le modèle établi pour le paramètre  $R_{a\max(1,2,3)_y}$  selon l'ordonnée ( $y$ ) consent à la minimisation du critère de qualité et la maximisation de celui de la productivité en atteignant respectivement une rugosité moyenne  $R_{a\max(1,2,3)_y} = 0.414 \mu m$  et un taux d'enlèvement d'aluminium de  $48\,178 \text{ mm}^3/\text{min}$ . Le réglage des niveaux des facteurs qui permet cette optimisation est exposé au Tableau XXIV.

Tableau XXIV  
Réglage du niveau des facteurs pour meilleure rugosité moyenne  $R_{a\max(1,2,3)_y}$  selon l'ordonnée ( $y$ ) et meilleure productivité

Facteurs	Niveaux pour optimalité
Profondeur de coupe axiale	1.778 mm
Avance par dent	0.178 mm
Vitesse de broche	24 000 rpm
Types de pastilles	Carbure

Afin de donner suite à l'investigation de la lecture des finis de surface des pièces travaillées pour le sens de l'ordonnée ( $y$ ), la prochaine section présente les résultats pour le paramètre résultant  $R_{y\max(1,2,3)_k}$  selon cette orientation.



#### 4.1.2.5 Estimé de la profondeur des vallées $R_{vk \max(1,2,3)}$ selon l'ordonnée (y)

Tel que pour le  $R_{a \max(1,2,3)}$ , l'estimé de la profondeur des vallées  $R_{vk \max(1,2,3)}$  sera affecté principalement par le type de pastilles choisi lors de l'usinage. En effet, la Figure 66 désigne les pastilles au carbure comme étant le niveau du facteur qui aura le meilleur effet sur la minimisation de la profondeur des vallées. Nous remarquons par la représentation des effets principaux que la profondeur de coupe axiale, la vitesse de broche et l'avance par dent n'ont pratiquement pas d'incidence sur le fini de surface résultant  $R_{vk \max(1,2,3)}$  selon l'ordonnée (y).

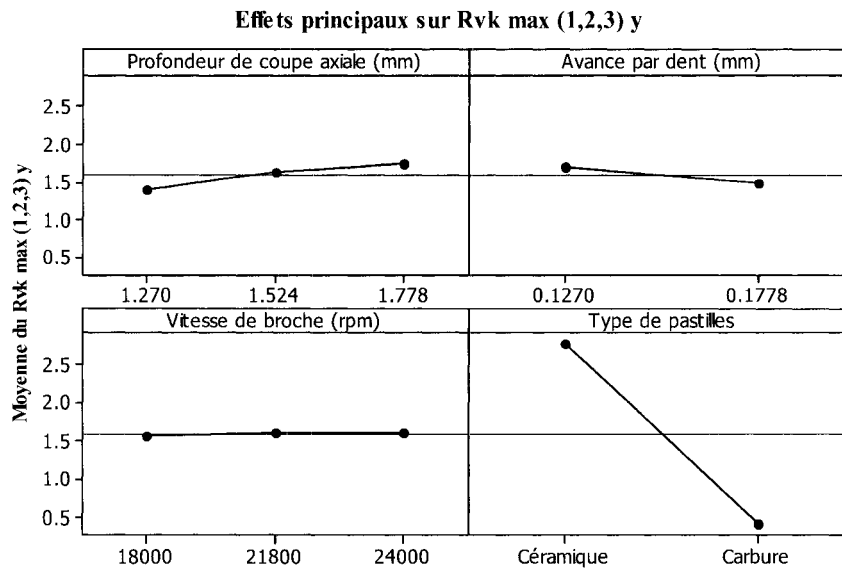


Figure 66 Graphique des effets principaux sur  $R_{vk \max(1,2,3)}$  ( $\mu m$ ) selon l'ordonnée (y)

La Figure 67 n'illustre pas d'interaction significative entre les quatre paramètres étudiés.

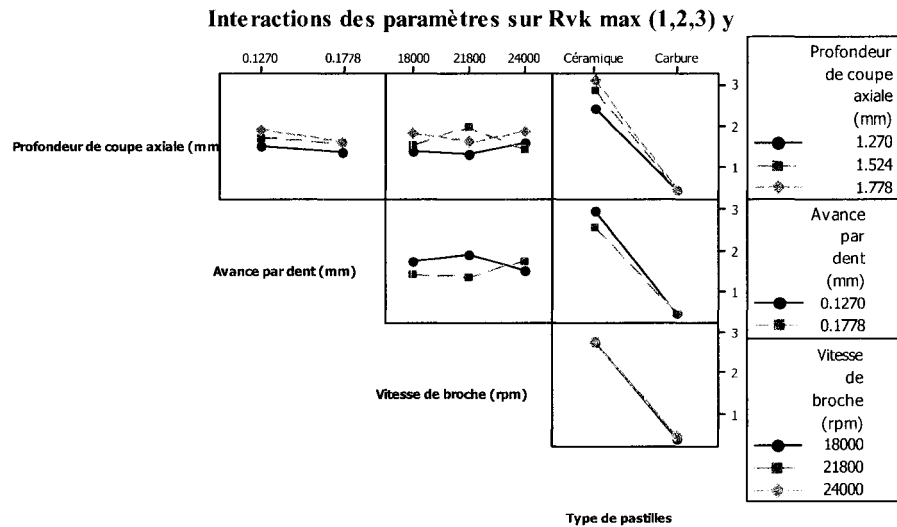


Figure 67 Graphique des interactions principales sur  $R_{vk \max(1,2,3)}$  ( $\mu m$ ) selon l'ordonnée ( $y$ )

Pour le paramètre résultant  $R_{vk \max(1,2,3)}$  nous avons mis à la lumière du jour le modèle exprimé par l'équation (4.9). Ce dernier donne un excellent facteur de corrélation **94.04%** avec une erreur  $\sigma_{Erreur} = 0.347$ . Le niveau de confiance qui a servi à l'établissement de ce modèle est de 95% et les valeurs- $p$  de chaque terme du modèle sont inférieures à un niveau d'erreur  $\alpha = 0.05$ . Contrairement au paramètre résultant  $R_{a \max(1,2,3)}$  le modèle pour le  $R_{vk \max(1,2,3)}$  n'utilise pas la vitesse de broche pour le calcul du résultat. Les termes associés aux coefficients qui font partie de la recette du vecteur  $\alpha_{1 \times 8}^{VII}$  sont ceux de la profondeur de coupe axiale, de l'avance par dent et du type de pastilles. L'excellente corrélation de ce modèle est bien représentée par la Figure 68. La

dispersion normale centrée sur zéro des résidus  $R_{vk \max(1,2,3)}$  (Figure 69) impose de considérer comme valide le modèle de l'équation (4.9)<sup>13</sup>.

$$\left\{ \hat{R}_{vk \max(1,2,3)_{36}} \right\} = \alpha_{1 \times 8}^{VII} \cdot \beta_{8 \times 36}^{VII} \quad (4.9)$$

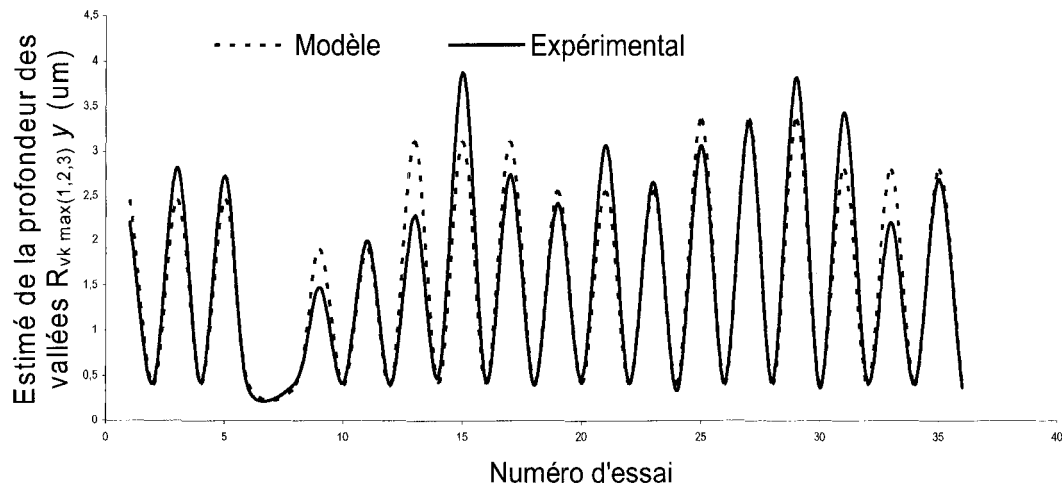


Figure 68 Graphique de comparaison entre les résultats du modèle vs résultats expérimentaux pour  $R_{vk \max(1,2,3)}$  ( $\mu m$ ) selon l'ordonnée ( $y$ )

<sup>13</sup> La matrice des unités codées et le vecteur des coefficients sont disponibles à l'annexe 6 du mémoire.

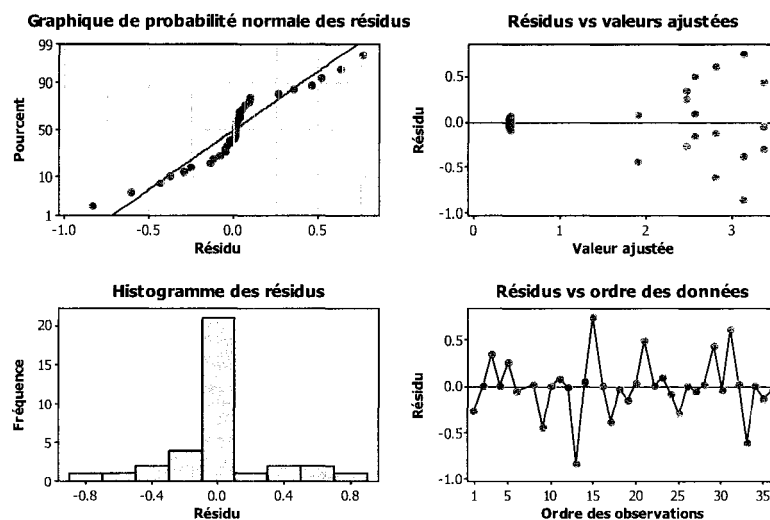


Figure 69 Graphiques de validation de la normalité des résidus  $R_{\alpha \max(1,2,3)}$  selon l'ordonnée ( $y$ )

La réponse de surface (Figure 70) du  $R_{vk \max(1,2,3)}$  en fonction de l'avance par dent et de la profondeur de coupe axiale nous permet d'observer que l'optimisation des critères de qualité et de productivité sera obtenue par une profondeur de coupe axiale de 1.778 mm et une avance par dent de 0.1778 mm (Tableau XXV). En considérant que l'usinage s'effectue à l'aide de pastilles au carbure et à une vitesse de broche de 24 000 rpm la réponse ainsi obtenue est  $R_{vk \max(1,2,3)} = 0.400 \mu m$  pour un taux d'enlèvement d'aluminium de 48 178 mm<sup>3</sup>/min.

Tableau XXV

Réglage du niveau des facteurs pour l'optimisation des critères de qualité et productivité sur la réponse  $R_{vk \max(1,2,3)}$  selon l'ordonnée ( $y$ )

Facteurs	Niveau d'ajustement
Avance par dent (mm)	0.178
Profondeur de coupe axiale (mm)	1.778
Vitesse de broche (rpm)	24 000
Type de pastilles	Carbure

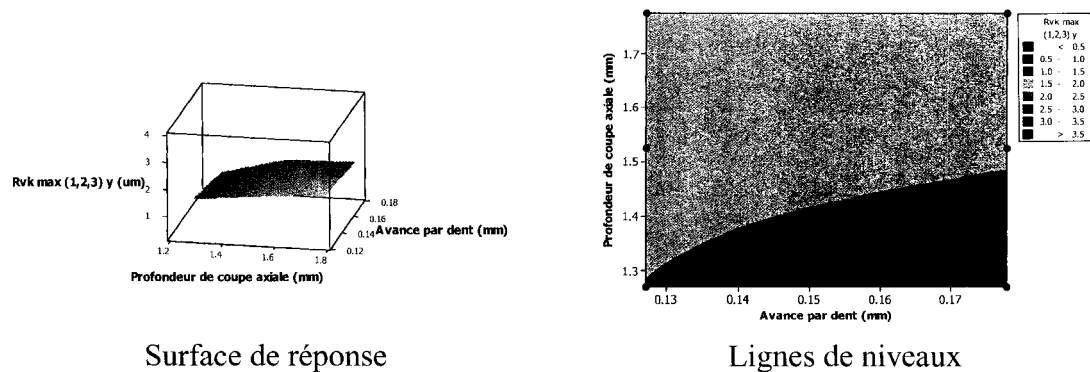


Figure 70  $R_{vk\max(1,2,3)y}$  selon l'ordonnée ( $y$ ) vs Avance par dent et Profondeur de coupe axiale

Les travaux de ce projet ont aussi considéré un plan d'expérience pour les passes d'ébauche avec l'outil *Kennametal* à quatre (4) pastilles. La section suivante présente les résultats de l'analyse des données de fini de surface pour l'usinage d'ébauche.

#### 4.1.3 Fini de surface des passes d'ébauche

De la même façon que pour les deux (2) plans d'expériences précédents, la méthode utilisée afin d'établir des modèles de prédiction pour  $R_{a2x}$ ,  $R_{a\max(1,2,3)}$  et  $R_{vk\max(1,2,3)y}$  est l'ANOVA. Les travaux ont visé uniquement le fini de surface dans la direction de l'abscisse ( $x$ ) puisque la présence de marches (*steps*) dans la zone d'ébauche selon l'orientation de l'ordonnée ( $y$ ) empêchait une mesure cohérente du fini de surface. Les analyses des variances n'ont pas permis la convergence vers un modèle ayant un coefficient de corrélation  $\geq 70\%$  avec les données réelles et ce pour les trois (3) paramètres résultants étudiés. La présence de données douteuses en trop grande quantité pourrait être une explication. L'usure prématurée des pastilles de coupe durant ces passes d'ébauche peut également expliquer ce phénomène. Nous avons dû changer ces dernières à deux (2) reprises lors de l'expérimentation.

## 4.2 Cohérence des modèles

L'analyse numérique du plan d'expériences #1 nous a permis de présenter deux (2) modèles ( $R_{a\max(1,2,3)}$  et  $R_{vk\max(1,2,3)}$ ) pour optimiser le taux d'enlèvement d'aluminium et le fini de surface du rayon des pièces usinées (Tableau XXVI) (Figure 71).

Tableau XXVI  
Comparaison des modèles  $R_{a\max(1,2,3)}$  et  $R_{vk\max(1,2,3)}$  pour la finition des rayons

Modèle	Facteur	Ajustement	Taux d'enlèvement ( $mm^3 / min$ )	Fini de surface ( $\mu m$ )	Erreur
					$\frac{Mesuré - Estimé}{Estimé}$
$R_{a\max(1,2,3)}$	Avance par dent	0.064 mm	22 024.2	2.387	13.6%
	Profondeur de coupe axiale	1.016 mm			
	Vitesse de broche	24 000 rpm			
$R_{vk\max(1,2,3)}$	Avance par dent	0.114 mm	35 728.8	0.365	0.7%
	Profondeur de coupe axiale	1.016 mm			
	Vitesse de broche	21 630 mm			

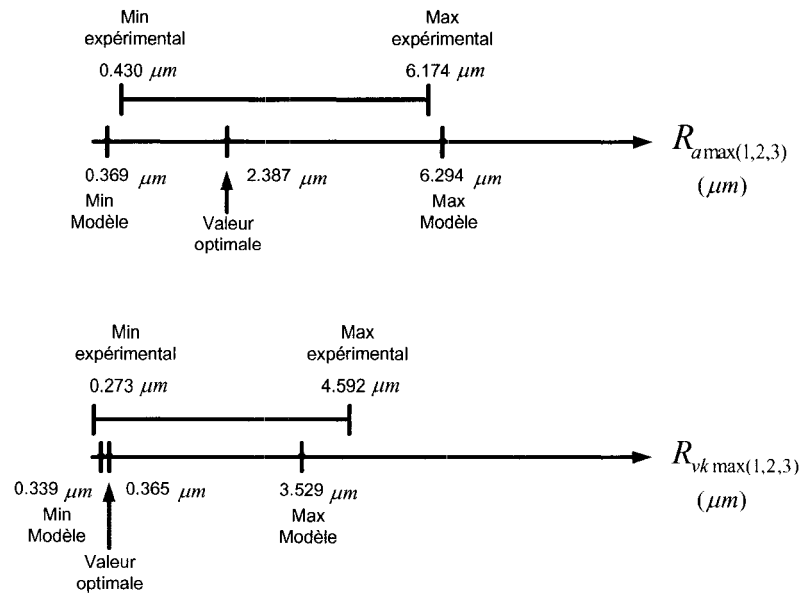


Figure 71 Comparaison des modèles avec les données expérimentales pour le rayon<sup>14</sup>

Le modèle de la rugosité moyenne  $R_{a \max(1,2,3)}$  nous procure une estimation optimiste de l'état de surface résultant. Le modèle de l'estimé de la profondeur des vallées  $R_{vk \max(1,2,3)}$  permet quant à lui d'identifier un taux d'enlèvement de matériau optimal supérieur à celui du modèle  $R_{a \max(1,2,3)}$ . Par contre, les données expérimentales démontrent que l'utilisation de la combinaison optimale des facteurs du modèle  $R_{vk \max(1,2,3)}$  ( $0.365 \mu m$ ) résulte en une rugosité moyenne  $R_{a \max(1,2,3)} = 6.338 \mu m$ . Cette dernière est inacceptable puisque la valeur maximale ne doit pas excéder  $R_{a \max(1,2,3)} = 3.125 \mu m$ . Ce phénomène s'explique par l'influence contraire de l'avance par dent et de la vitesse de broche sur les deux paramètres de l'état de la surface ( $R_{a \max(1,2,3)}$  et  $R_{vk \max(1,2,3)}$ ) tel qu'illustré à la Figure 72 a) et b).

<sup>14</sup> Il est à noter que les valeurs optimales indiquées sur les graphiques représentent l'état du fini de surface pour un taux d'enlèvement maximal de matériau.

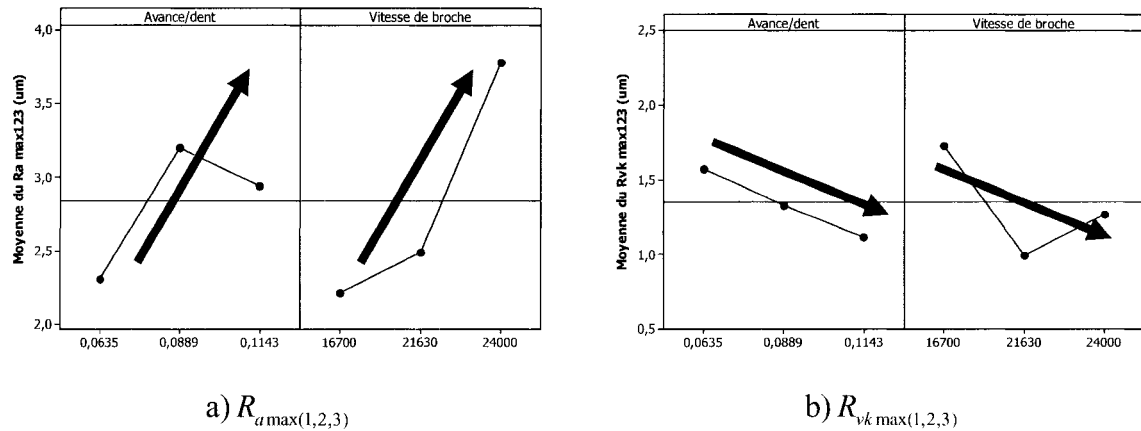


Figure 72 Effets de l'Avance par dent et de la Vitesse de broche  
sur  $R_{a\max(1,2,3)}$  et  $R_{vk\max(1,2,3)}$

L'analyse des profils du fini de la surface (Figure 73 et Figure 74) démontre que les ajustements maximaux des paramètres de l'avance par dent et de la vitesse de broche augmentent le nombre de piqûres du double par rapport à leurs ajustements minimaux dans l'alliage d'aluminium 7050 T7451. De plus, nous observons que la profondeur des piqûres est 50% plus creuse lorsque ces deux (2) paramètres de coupe sont ajustés à leurs valeurs minimales. Ces conclusions nous mènent à l'hypothèse que l'alliage subit plus d'arrachement durant l'usinage lorsque l'avance par dent et la vitesse de broche sont ajustés à leurs valeurs minimales respectives de 0.0635 mm et 16 700 rpm.



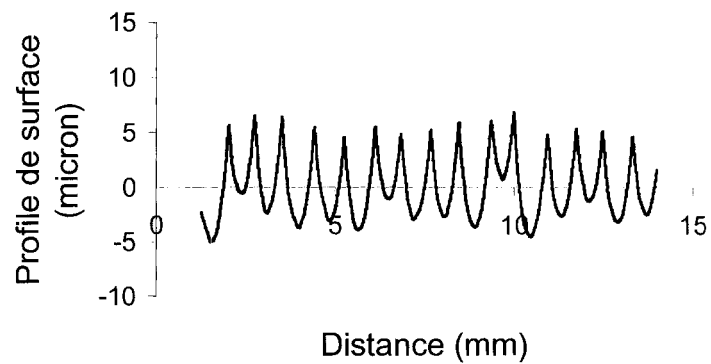


Figure 73 Profil de la surface du rayon pour Avance par dent et Vitesse de broche **maximales**<sup>15</sup>

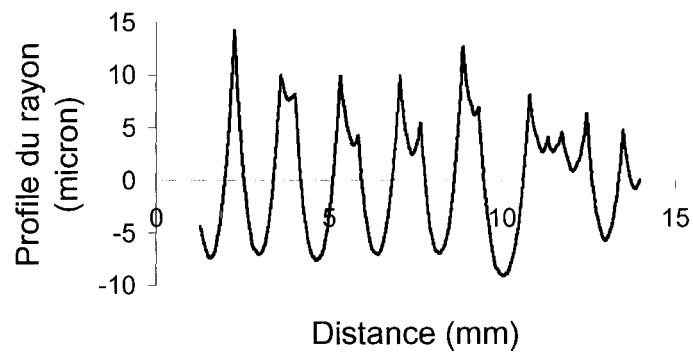


Figure 74 Profil de la surface du rayon pour Avance par dent et Vitesse de broche **minimales**<sup>16</sup>

<sup>15</sup> Le profil de surface de la Figure 73 est celui qui résulte de l'essai #31 du Tableau III pour la position #2.

<sup>16</sup> Le profil de surface de la Figure 74 est celui qui résulte de l'essai #23 du Tableau III pour la position #2.

L'effet de l'avance par dent est deux (2) fois plus prononcé sur le  $R_{a\max(1,2,3)}$  que sur le  $R_{vk\max(1,2,3)}$ . L'augmentation du niveau de l'avance par dent provoque donc une dégradation du  $R_{a\max(1,2,3)}$  et une amélioration du  $R_{vk\max(1,2,3)}$  pour les passes de finition du rayon de la pièce.

La vitesse de broche quant à elle possède une influence deux (2) fois plus grande sur le  $R_{a\max(1,2,3)}$  que sur le  $R_{vk\max(1,2,3)}$ . L'effet de l'accroissement de la vitesse de broche sur les deux paramètres du fini de surface est donc similaire à l'effet de l'avance par dent.

L'effet de la profondeur de coupe sur les deux paramètres de fini de surface suit aussi un facteur multiplicatif de deux (2). Par contre, un accroissement de la profondeur de coupe résultera en une dégradation des deux (2) paramètres de fini de surface ( $R_{a\max(1,2,3)}$  et  $R_{vk\max(1,2,3)}$ ).

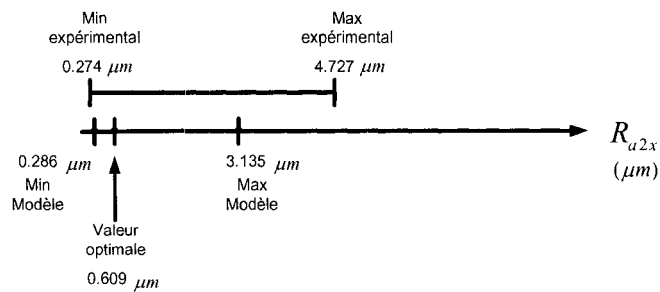
Le facteur multiplicatif de deux (2) entre le paramètre  $R_{a\max(1,2,3)}$  et  $R_{vk\max(1,2,3)}$  peut s'expliquer par le fait que  $R_{vk\max(1,2,3)}$  est une évaluation de l'aire sous le plateau moyen de la surface alors que  $R_{a\max(1,2,3)}$  considère la surface en dessous et par-dessus le plateau moyen du fini de surface. Étant donné que le langage utilisé par l'industrie pour exprimer le fini de surface consiste en la rugosité moyenne  $R_a$ , nous avons retenu les niveaux optimisés des facteurs du modèle  $R_{a\max(1,2,3)}$ .

Pour la finition des murs intérieurs des pièces travaillées, quatre (4) modèles valides ont été dévoilés. Ces derniers permettent de prédire les paramètres de fini de surface suivants :

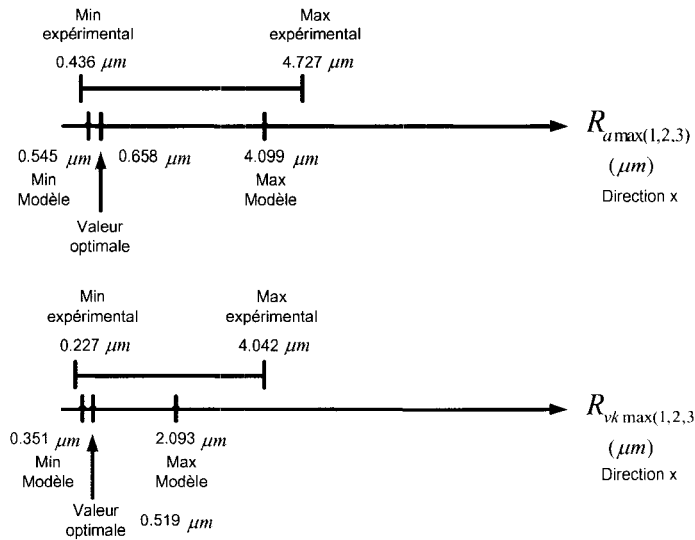
1.  $R_{a\max(1,2,3)}$  dans la direction de l'abscisse  $x$ .

2.  $R_{vk \max(1,2,3)}$  dans la direction de l'abscisse  $x$ .
3.  $R_{a \max(1,2,3)}$  dans la direction de l'ordonnée  $y$ .
4.  $R_{vk \max(1,2,3)}$  dans la direction de l'ordonnée  $y$ .

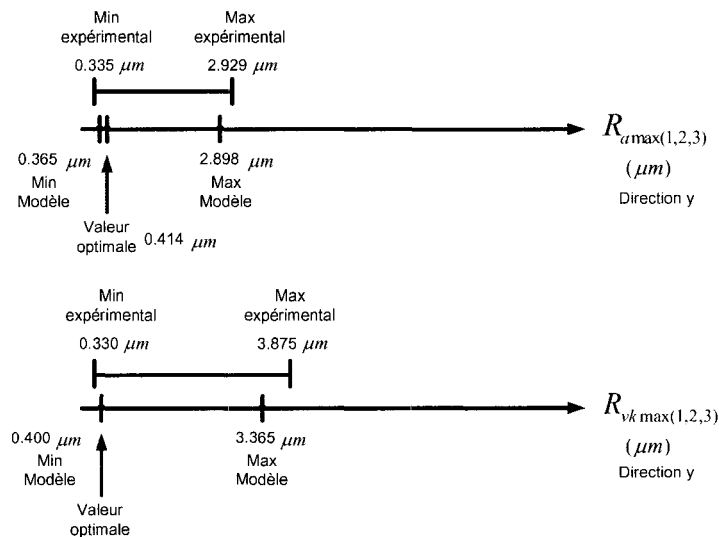
Nous avons aussi tenté de trouver un modèle valide pour prédire le fini de surface des parois minces à la position #2 dans la direction  $x$  ( $R_{a2x}$ ). Le modèle identifié  $R_{a2x}$  possède une faible corrélation et la distribution de ces résidus ne suit pas une loi normale, nous ne pouvons donc pas le considérer comme viable. Par contre, la corrélation et la validité de l'ensemble des quatre (4) autres modèles mentionnés précédemment démontre que la finition des murs avec l'outil *Sandvik Coromant* est possible à un taux d'enlèvement de métal de  $48.18 \text{ cm}^3/\text{min}$  tout en conservant une excellente qualité de fini de surface.



a) Modèle  $R_{a2x}$  vs données expérimentales



b) Modèles  $R_{a \max(1,2,3)}$  et  $R_{vk \max(1,2,3)}$  vs données expérimentales dans la direction  $x$



c) Modèles  $R_{a \max(1,2,3)}$  et  $R_{vk \max(1,2,3)}$  vs données expérimentales dans la direction  $y$

Figure 75 Comparaison des modèles avec les données expérimentales pour la finition des parois minces<sup>17</sup>

<sup>17</sup> Il est à noter que les valeurs optimales indiquées sur les graphiques représentent l'état du fini de surface pour un taux d'enlèvement maximal de matériau.

Tableau XXVII

Comparaison des modèles  $R_{a2x}$ <sup>18</sup>,  $R_{amax(1,2,3)}$  en fonction de  $x$ ,  $R_{vkmax(1,2,3)}$  en fonction de  $x$ ,  $R_{amax(1,2,3)}$  en fonction de  $y$  et  $R_{vkmax(1,2,3)}$  en fonction de  $y$  pour la finition des murs intérieurs des pièces

Modèle	Facteur	Ajustement	Taux d'enlèvement calculé ( $cm^3 / min$ )	Finis de surface prédit ( $\mu m$ )	Erreur sur fini de surface $\frac{\text{Mesuré-Prédit}}{\text{Prédit}}$
$R_{a2x}$	Avance par dent	0.178 mm	48.18	0.609	14.1%
	Profondeur de coupe axiale	1.778 mm			
	Vitesse de broche	24 000 rpm			
$R_{amax(1,2,3)}$ selon x	Avance par dent	0.178 mm	48.18	0.658	9.1%
	Profondeur de coupe axiale	1.778 mm			
	Vitesse de broche	24 000			
$R_{vkmax(1,2,3)}$ selon x	Avance par dent	0.178 mm	48.18	0.374	39.8%
	Profondeur de coupe axiale	1.778 mm			
	Vitesse de broche	24 000 rpm			
$R_{amax(1,2,3)}$ selon y	Avance par dent	0.178 mm	48.18	0.414	1.0%
	Profondeur de coupe axiale	1.778 mm			
	Vitesse de broche	24 000 rpm			
$R_{vkmax(1,2,3)}$ selon y	Avance par dent	0.178 mm	48.18	0.400	7.5%
	Profondeur de coupe axiale	1.778 mm			
	Vitesse de broche	24 000 rpm			

### 4.3 Conclusion du chapitre 4

L'analyse des variances ne permet pas de découvrir un modèle unique pour les positions indépendantes 1, 2 et 3 ( $R_{a1x}, R_{a2x}, R_{a3x}$ ) dans le rayon de la pièce. Les tests de Student nous ont permis d'analyser les moyennes et de les comparer les unes aux autres afin de

<sup>18</sup> Le modèle  $R_{a2x}$  ne peut pas être considéré valide puisque ces résidus ne suivent pas une loi normale.

prédire l'existence d'un modèle. Dans le cas présent, nous sommes en mesure d'affirmer que les moyennes des  $R_{a1x}, R_{a2x}, R_{a3x}$  sont différentes ce qui prouve qu'un modèle unique n'existe pas. Par contre, en ce qui concerne les paramètres résultants  $R_{vk1x}, R_{vk2x}, R_{vk3x}$ , nous ne pouvons pas affirmer que toutes les moyennes sont différentes. De ce fait, la possibilité de trouver un modèle unique est plus probable.

Afin d'augmenter nos chances pour converger vers un modèle de prédiction approprié, la valeur maximale du fini de surface entre les trois (3) positions a été retenue. La rugosité moyenne et l'estimé de la profondeur des vallées du rayon des pièces ont été représentées respectivement par  $R_{a\max(1,2,3)}$  et  $R_{vk\max(1,2,3)}$ . À l'aide de cette approche, deux (2) modèles de prédiction ont été établis afin d'optimiser les critères de qualité et de productivité. Ces modèles qui sont respectivement corrélés à 95.6% et 81.57% pour la rugosité moyenne  $R_{a\max(1,2,3)}$  et l'estimé de la profondeur des vallées  $R_{vk\max(1,2,3)}$  nous ont permis d'optimiser les niveaux des facteurs de coupe du centre d'usinage Fidia K411 pour l'outil *Imco Streaker End Mill* à deux (2) flûtes.

L'usinage peut s'effectuer avec une vitesse de broche de 24 000 rpm, une avance par dent de 0.0635 mm et une profondeur de coupe axiale de 1.016 mm. Ces niveaux permettent ainsi d'atteindre un taux d'enlèvement d'aluminium de  $22 \text{ cm}^3/\text{min}$  et une rugosité moyenne  $R_{a\max(1,2,3)} = 2.387 \mu\text{m}$ .

Nous rappelons au lecteur que les niveaux des facteurs utilisés initialement par l'industrie étaient : 9 000 rpm pour la vitesse de broche, une avance par dent de 0.1524 mm et une profondeur de coupe axiale de 0.762 mm. Ces ajustements résultaient alors en un taux d'enlèvement d'aluminium de  $14.87 \text{ cm}^3/\text{min}$  pour une largeur de coupe de 7.112 mm. La rugosité moyenne  $R_a$  dépassait fréquemment la limite de  $3.125 \mu\text{m}$  ce qui impliquait des opérations de polissage se traduisant par une augmentation significative des coûts de production. Les résultats de nos travaux permettent une

amélioration du taux d'enlèvement d'aluminium de 48.15% par rapport aux taux initial de  $14.87 \text{ cm}^3 / \text{min}$  tout en maintenant une rugosité moyenne inférieure de 23.62% de la limite permise.

L'opération d'usinage de finition des parois minces des murs intérieurs des pièces usinées a conduit à des données expérimentales sur lesquelles nous avons piloté les tests comparatifs de Student entre échantillons. Les données de finis de surface obtenues dans les directions de l'abscisse  $x$  démontrent exactement les mêmes résultats et conclusion qu'avec la finition des rayons (différences entre les moyennes des échantillons pour  $R_{a1x}, R_{a2x}, R_{a3x}$  et  $R_{vk1x}, R_{vk2x}, R_{vk3x}$ ). Les finis de surface obtenus dans la direction de l'ordonnée  $y$  ont démontré, lors des tests comparatifs de Student sur les échantillons, que leurs moyennes respectives ne peuvent pas être considérées comme différentes. Ces résultats signifient que la probabilité de converger vers des modèles uniques fortement corrélés est plus élevée dans la direction de l'ordonnée  $y$  que dans la direction de l'abscisse  $x$ .

Le modèle découvert par le biais de l'analyse des variances de  $R_{a2x}$  possède un facteur de corrélation de 78.44%. Cette corrélation n'est pas suffisante pour nous procurer les ajustements optimaux des facteurs afin de garantir une rugosité moyenne inférieure à  $3.125 \mu\text{m}$ . Les modèles de prédiction  $R_{a\max(1,2,3)}$  selon l'abscisse ( $x$ ) et l'ordonnée ( $y$ ) offrent respectivement des facteurs de corrélation de 97.46% et de 99.97%. Les modèles rattachés à l'estimation de la profondeur des vallées  $R_{vk\max(1,2,3)}$  sont corrélés à 87.79% dans la direction de l'abscisse ( $x$ ) et à 94.04% selon l'orientation de l'ordonnée ( $y$ ). Les corrélations obtenues sont plus fortes selon l'orientation ( $y$ ) pour  $R_{a\max(1,2,3)}$  et  $R_{vk\max(1,2,3)}$ . Les modèles établis pour la finition des murs intérieurs des pièces ( $R_{a\max(1,2,3)}$  selon  $x$  et  $y$ ,  $R_{vk\max(1,2,3)}$  selon  $x$  et  $y$ ) ont démontré qu'un ajustement de l'avance par dent à 0.1778 mm, de la profondeur de coupe axiale à 1.778 mm et de la vitesse de broche à

24 000 rpm procure des conditions optimales. Ces ajustements conduisent à un taux d'enlèvement d'aluminium de  $48.2 \text{ cm}^3/\text{min}$  pour des rugosités moyennes  $R_{a \max(1,2,3)} = 0.658 \mu\text{m}$  selon l'abscisse ( $x$ ) et  $R_{a \max(1,2,3)} = 0.414 \mu\text{m}$  selon l'ordonnée ( $y$ ). Pour ces ajustements, le modèle de prédiction de la profondeur des vallées se maintient aux environs de  $0.374 \mu\text{m}$  pour  $R_{vk \max(1,2,3)}$  selon l'abscisse ( $x$ ) et de  $0.400 \mu\text{m}$  pour  $R_{vk \max(1,2,3)}$  selon l'ordonnée ( $y$ ).

Les ajustements initiaux des niveaux pour le plan d'expérience #2 conduisaient à un taux d'enlèvement d'aluminium de  $38.7 \text{ cm}^3/\text{min}$  pour une largeur de coupe de  $3.175 \text{ mm}$  et avec l'utilisation de pastilles au carbure. Nous avons amélioré la productivité de  $24.5\%$  par rapport au taux d'enlèvement initial ( $38.7 \text{ cm}^3/\text{min}$ ) et le fini de surface de  $80.1\%$  lorsque le pire fini optimisé ( $0.658 \mu\text{m}$ ) est comparé à la moyenne ( $3.301 \mu\text{m}$ ) d'un échantillonnage de 336 données effectué sur la ligne de production. Les comparaisons entre le taux d'enlèvement d'aluminium et la qualité du fini de surface avant et après l'optimisation par région dans la pièce travaillée sont illustrées respectivement à la Figure 76, Figure 77 et à la Figure 78. Les conclusions de nos travaux vont dans la même direction que les travaux de Ghani et Hassan [9] et de Thomas [8]. Par contre, nos résultats contredisent les conclusions des travaux de Ueda [54].



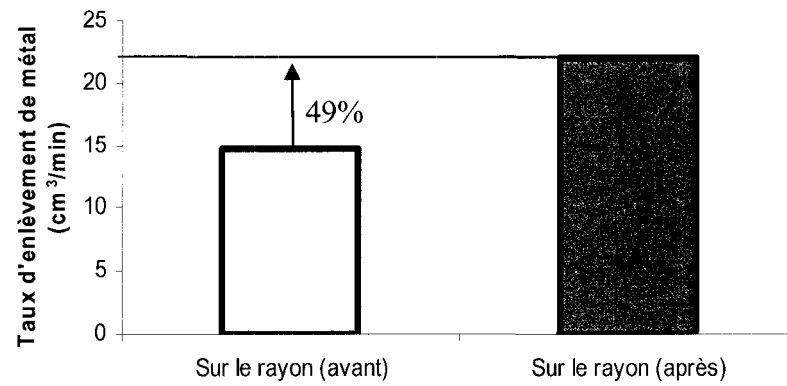


Figure 76 Comparaison des taux d'enlèvement d'aluminium avant et après optimisation pour le rayon

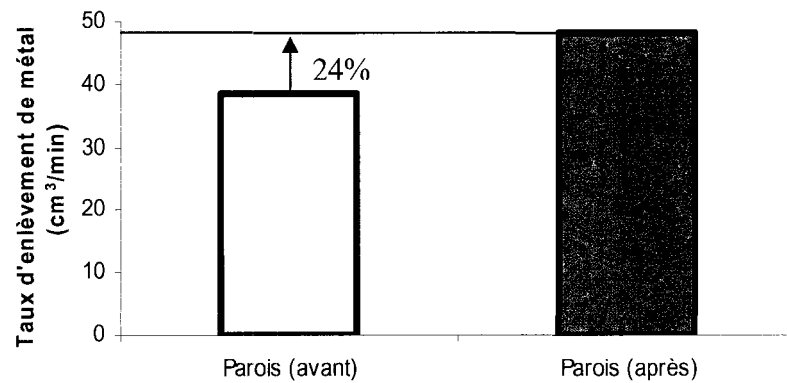


Figure 77 Comparaison des taux d'enlèvement d'aluminium avant et après optimisation pour les parois minces

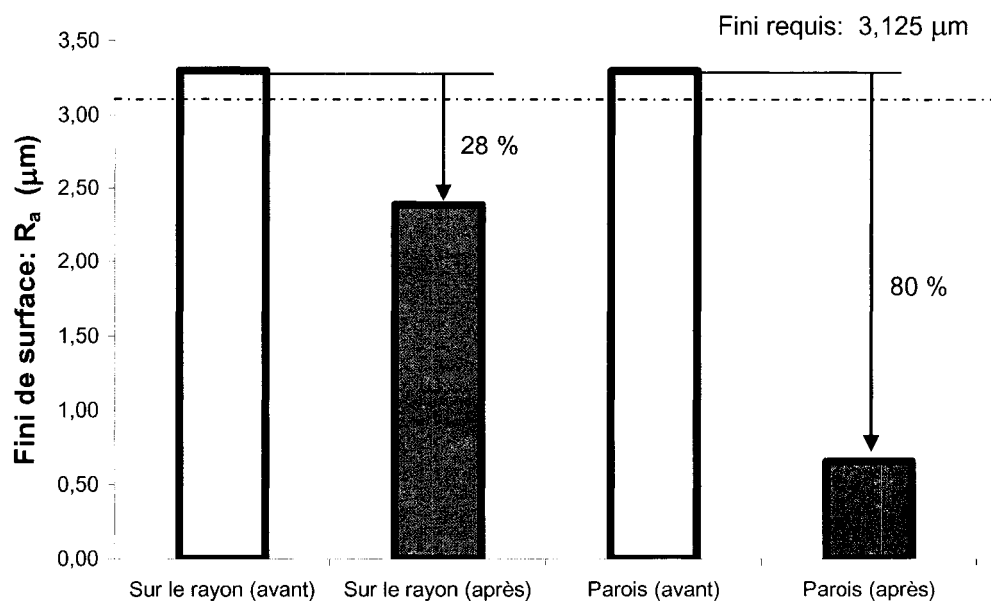


Figure 78 Comparaison de la qualité du fini de surface avant et après optimisation

La Figure 78 illustre que notre étude a permis d'améliorer la rugosité moyenne  $R_a$  de 28% sur le rayon de la pièce et de 80% sur la paroi mince par rapport à la situation initiale. Les effets des paramètres de coupe sur le fini de surface pour l'ensemble des modèles trouvés sont illustrés par la Figure 79.

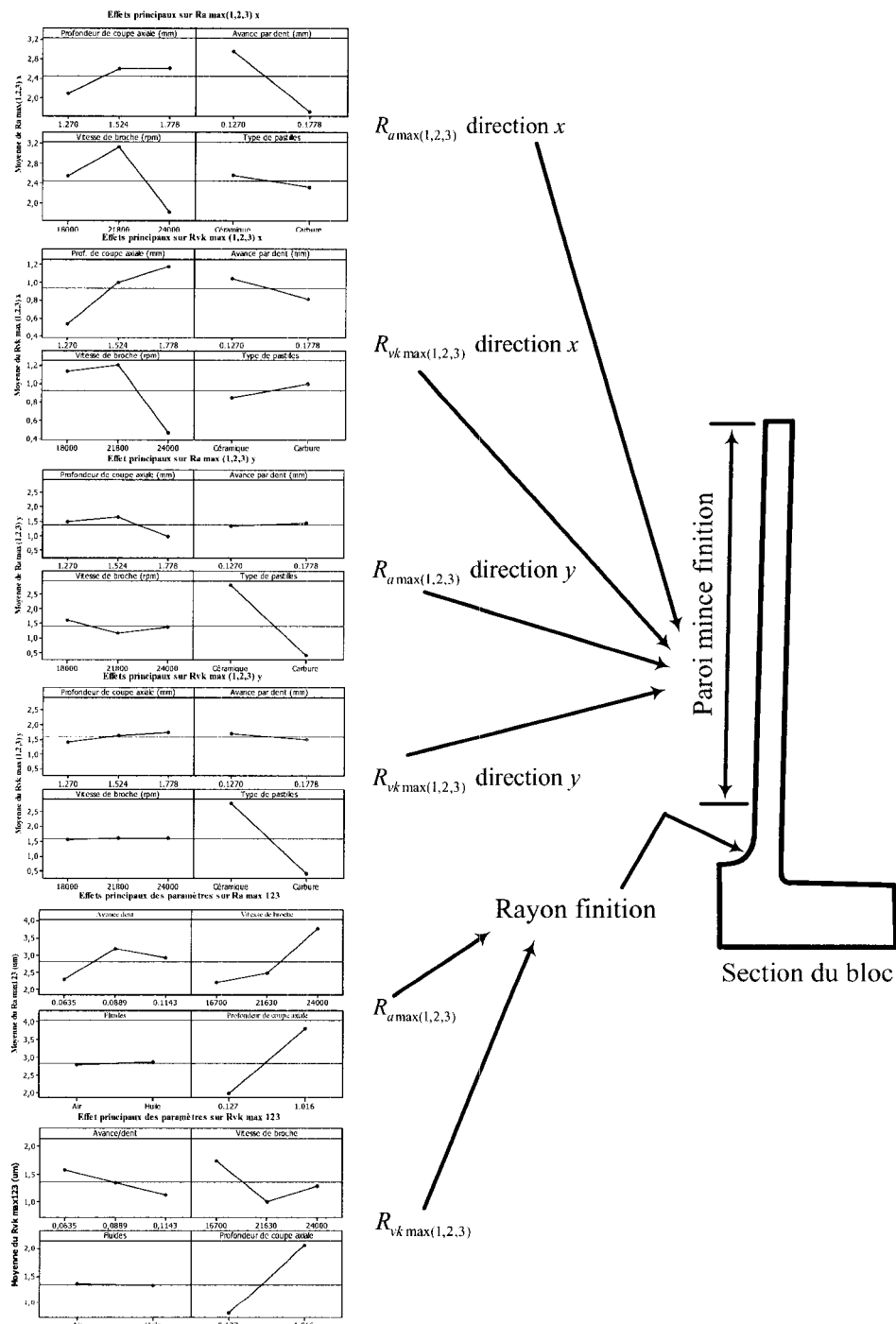


Figure 79 Illustration récapitulative des effets des paramètres sur les finis de surface

## CONCLUSION

Ce travail avait pour principaux objectifs la modélisation des paramètres de coupe afin d'obtenir un état de surface optimal et un taux d'enlèvement de métal maximisé pour les passes de finition des rayons, les passes de finition des murs et les passes d'ébauche. Les modèles ainsi développés permettent d'optimiser les opérations de finition à l'aide d'un centre Fidia K411 à cinq (5) axes. L'ANOVA des données résultantes des passes d'ébauche n'a pas permis de trouver un modèle dont le coefficient de corrélation est supérieur à 70%.

Le meilleur fini de surface des rayons de la pièce obtenu à l'aide de l'outil de coupe *Imco Streaker End Mill* à deux (2) flûtes est  $R_{a\max(1,2,3)} = 0.369 \mu m$ . L'usinage haute vitesse des pièces pour ce fini de surface permet d'atteindre un taux d'enlèvement de métal maximum de  $3.47 \text{ cm}^3 / \text{min}$  sans présence de broutage. Le paramètre le plus influent pour  $R_{a\max(1,2,3)}$  et  $R_{vk\max(1,2,3)}$  est la profondeur de coupe axiale. L'augmentation de cette dernière accentue les efforts de coupe ce qui confirme les conclusions de Ghani et Hassan [9]. De plus, lorsque l'opération d'usinage se situe à l'intérieur de la région de construction du copeau par superposition (*built up*), l'augmentation de la profondeur de coupe aurait, d'après Thomas [8], l'effet d'empêcher une détérioration de la rugosité de surface  $R_{a\max(1,2,3)}$  durant la passe de l'outil de coupe. Ceci a été confirmé également par nos expériences. L'optimisation des paramètres du plan d'expériences #1 a été présentée dans une publication disponible à l'annexe 8.

Contrairement à d'autres recherches dans le domaine nous avons constaté que dans le cas étudié, l'utilisation de jet d'huile de coupe ou d'air lors des passes de finition n'influence pas significativement les qualités de la rugosité de surface  $R_{a\max(1,2,3)}$  et  $R_{vk\max(1,2,3)}$ . Ceci est valable uniquement à l'intérieur des limites de l'étude et ne peut être généralisé. Ce résultat contredit les conclusions de Ueda [54] qui ont démontré

expérimentalement qu'un jet de d'huile de coupe atomisé sur le côté de l'outil permet une meilleure réduction de la température par rapport à un jet d'air sec, donc une meilleure qualité d'usinage. Par contre, ses travaux n'ont pas analysé explicitement l'effet de la température sur le fini de surface. Lors de l'élaboration des modèles ( $R_{a\max(1,2,3)}$ ,  $R_{vk\max(1,2,3)}$ ) aucune combinaison de paramètres ne permettait d'intégrer la lubrification comme étant un facteur d'influence du procédé dans l'intervalle de confiance recherché. Les spécifications de la rugosité de surface de l'industrie aéronautique exigent que le  $R_a \leq 3.125 \mu m$ . Avec nos modèles établis, nous constatons que les fenêtres opératoires peuvent être élargies. L'industrie pourra donc repousser les limites d'opération de la machine-outil pour atteindre un taux d'enlèvement de métal de l'ordre de  $22 \text{ cm}^3/\text{min}$  tout en respectant un  $R_a \leq 2.4 \mu m$  sans la présence de broutage. Cette amélioration de productivité de la passe de finition du rayon correspond à un gain de 48% du taux d'enlèvement de métal en utilisant l'outil *Imco Streaker End Mill*. Les marques de broutage que les murs à paroi mince subissaient lors de leur interférence avec l'outil *Imco Streaker End Mill* ont disparues. L'outil ne subit plus de vibration régénérative lors de son passage dans le rayon de la pièce. Ceci qui a donc pour effet d'éliminer son interférence avec la paroi mince.

Nous avons démontré également que l'amélioration des critères de qualité et de productivité est atteignable avec l'outil *Sandvik Coromant* (pour la finition des murs à parois minces). Le taux d'enlèvement d'aluminium trouvé de  $48.18 \text{ cm}^3/\text{min}$  correspond à une amélioration de 24.5% par rapport au taux initial ( $38.7 \text{ cm}^3/\text{min}$ ). Pour les parois minces, quatre (4) modèles ont été validés pour optimiser les deux critères (qualité et productivité). Nous avons amélioré la qualité du fini de surface et augmenté la productivité à l'aide des niveaux supérieurs des paramètres de coupe et en utilisant des pastilles au carbure. Les quatre (4) modèles démontrent un niveau dimensionnel équivalent entre eux pour le fini de surface résultant ( $0.400 \mu m$  à  $0.658 \mu m$ ) et ce pour un taux d'enlèvement d'aluminium maximal ( $48.18 \text{ cm}^3/\text{min}$ ).

Le coût total d'acquisition des pièces pourra être réduit par l'utilisation de paramètres optimisés proposés dans le présent mémoire. Nous avons démontré que l'effet de l'utilisation d'huile de coupe ou de l'air est peu significative sur la qualité des pièces obtenues ( $R_a, R_{vk}$ ). On ne pourrait pas supprimer entièrement l'utilisation des fluides de coupe que ce soit de l'air sec ou de l'huile puisqu'ils permettent d'évacuer les copeaux de la zone de coupe. Afin de diminuer les coûts de production, il serait donc souhaitable d'utiliser l'air sec sous pression. Les coûts d'huile de coupe et du temps de main d'œuvre s'en trouveront diminués.

Nous avons démontré que l'identification des limites de stabilité du procédé par la méthode des lobes de stabilité manque de précision. Cette méthode considère seulement la dynamique vibratoire de l'ensemble machine-outil. La masse et la rigidité de la pièce travaillée doivent être considérées comme faisant partie de cette dynamique pour augmenter la précision des lobes de stabilité. La variation de masse de la pièce dans le temps est aussi un paramètre important à considérer durant l'usinage pour établir les zones de stabilité appropriées. Un suivi en temps réel de la dynamique vibratoire du trio machine-outil-pièce permettrait d'identifier la variation de la limite de stabilité durant l'usinage. L'intégration de cette approche pourrait permettre de réduire les probabilités d'apparition du broutage durant le procédé d'usinage à haute vitesse. La considération de la variation de masse de la pièce usinée est très importante pour caractériser la dynamique vibratoire principalement lorsque l'usinage se produit dans des parois minces. La faible rigidité de ces dernières sensibilise le procédé d'usinage au phénomène de broutage. L'usinage de finition de ces parois est critique puisque cette opération est la dernière. L'apparition de broutage à cette étape peut alors provoquer la perte de la pièce ce qui engendre des coûts majeurs en temps, outils et matériau.

## RECOMMANDATIONS

D'autres travaux seront requis pour confirmer la position des lobes de stabilités et de cette façon augmenter à nouveau la productivité du centre *Fidia* K411. Nous avons constaté qu'il est difficile de considérer les limites de stabilité théorique telles qu'établies par la méthode de Engin et Altintas [3, 4]. Cette méthode a permis de débiter les essais de coupe à des niveaux appréciables dans le but d'éviter des dommages au centre d'usinage et aux outils. Par contre, pour s'assurer de la localisation réelle des lobes de stabilité, un très grand nombre d'essais de coupe seraient requis et ce pour chaque type d'outil. De plus, il serait nécessaire d'utiliser une nouvelle pièce à chacun des essais de coupe afin d'éliminer la variation de la masse présente lorsque les essais sont pilotés dans la même pièce. L'état de surface de l'essai en amont peut affecter la dynamique de l'essai en aval puisque l'épaisseur des copeaux variera s'il y a eu présence de vibration lors de la passe précédente [1]. Toutefois, les lobes de stabilité ont permis d'éclairer notre choix initial des niveaux des facteurs tels que la profondeur de coupe, l'avance par dent et la vitesse de broche.

Nous sommes conscients que l'état du fini de surface et les conditions de stabilité peuvent être affectés par l'usure de l'outil. Les travaux de Haber [7, 15] ont visé la prédiction du moment de remplacement de l'outil avant que son usure ne provoque des conditions de broutage. Les résultats de ces travaux pourraient être utilisés afin de réduire la probabilité d'apparition de condition d'instabilité et pourront être le sujet de prochaines études.

L'effet du vieillissement de la pièce brute (*Forging*), de l'historique de sa fabrication et de son traitement thermique serait à considérer pour des études futures. En effet, les observations rapportées par les opérateurs de la *Fidia* K411 indiquent que le vieillissement du traitement thermique provoquerait une variation dans les résultats de finis de surface.

Selon ces observations, le broutage serait moins présent dans les pièces dont le traitement thermique est âgé de plus de six (6) mois en comparaison à celles qui sont usinées à l'intérieur d'un intervalle de temps de deux (2) semaines après complétion du traitement thermique. Nous recommandons que d'autres études soient effectuées afin d'investiguer ce sujet et les possibles interactions entre les paramètres de coupe et l'état des contraintes résiduelles.



**ANNEXE 1**

**OUTILS DE COUPE**

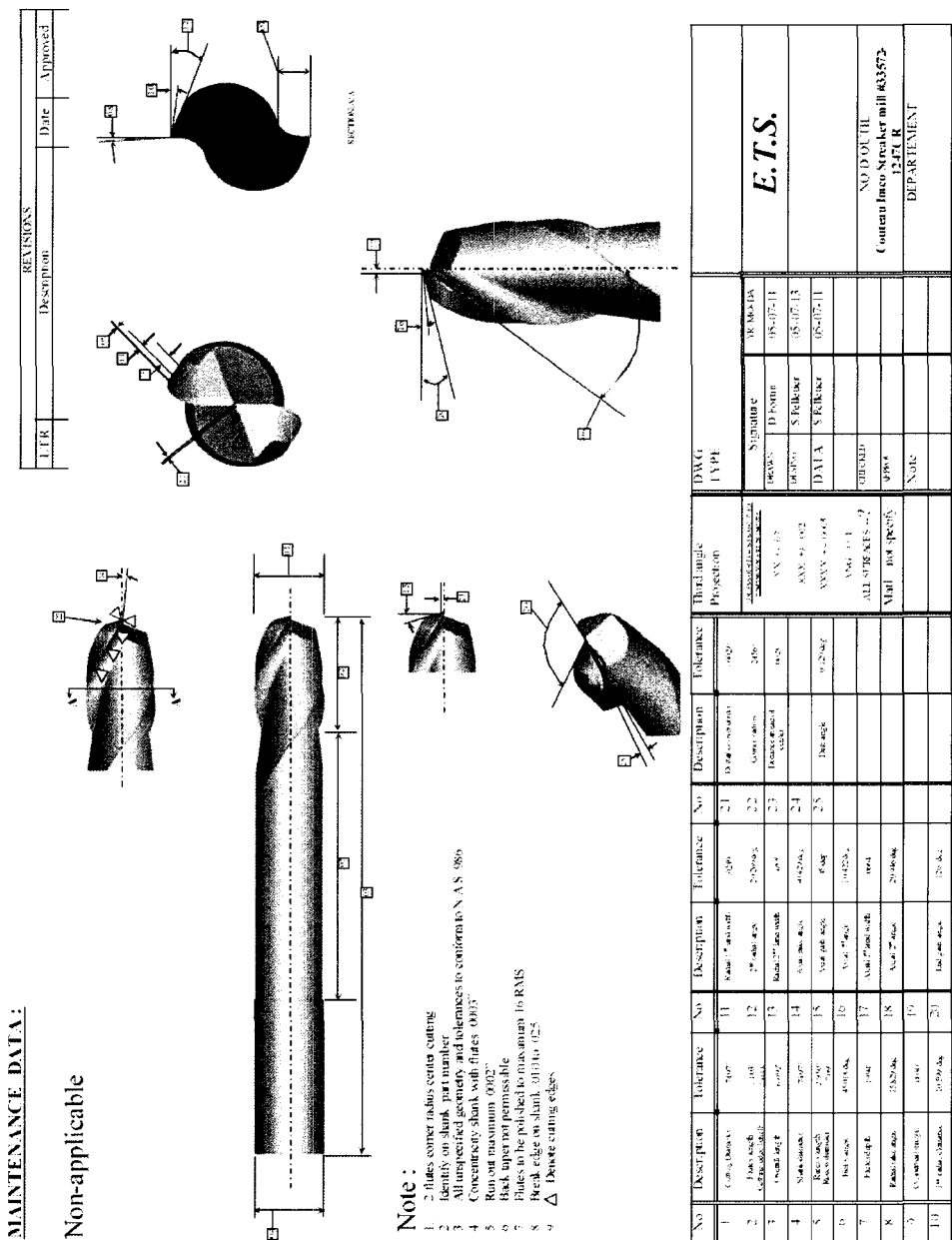
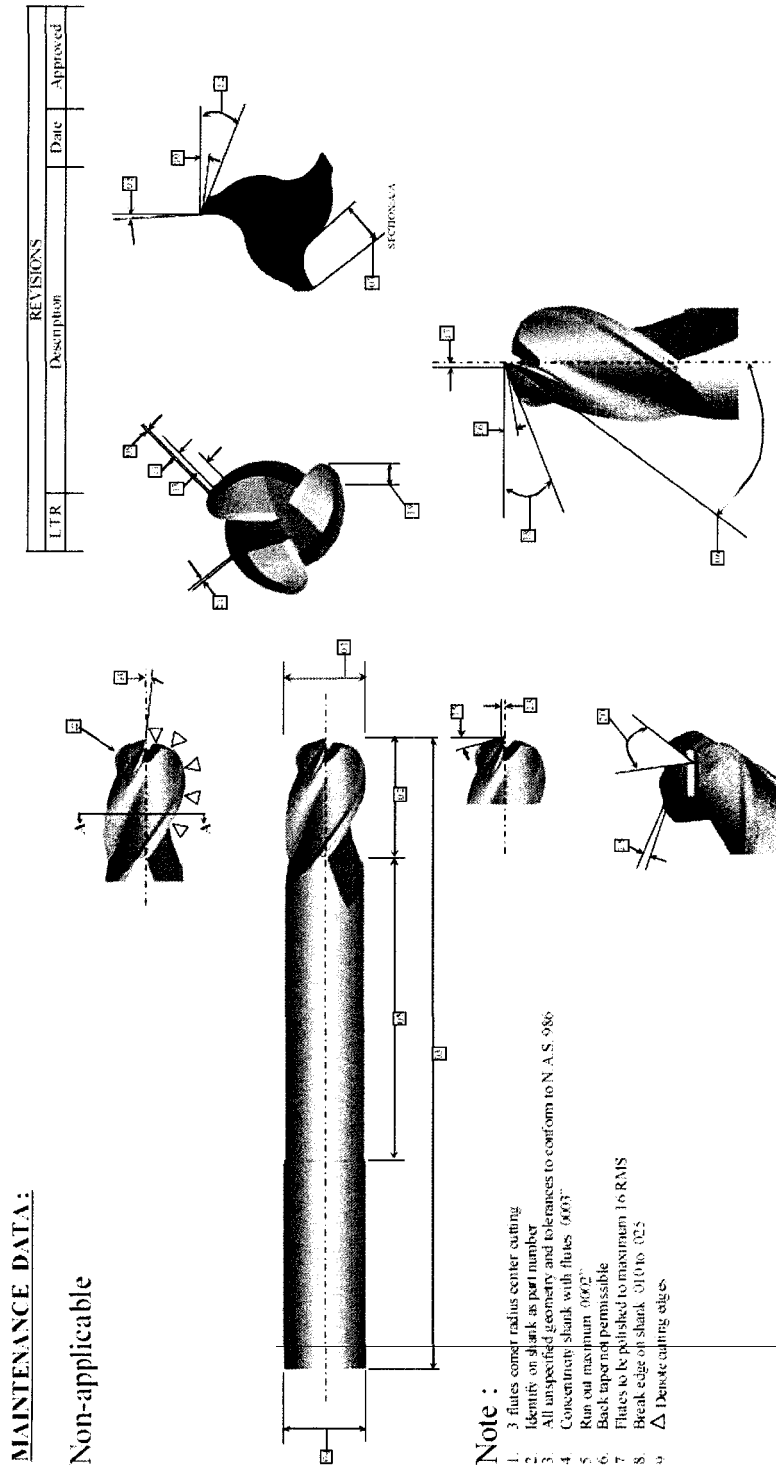


Figure 80 Outil de coupe *Imco Streaker End Mill* deux (2) flûtes pour finition du rayon



No	Description	Tolerance	No	Description	Tolerance	No	Description	Tolerance	Third angle Projection	DWG TYPE
1	Face chamfer	$0.01$	21	Dist. between centers	$0.002$				ASME Y14.5-2009 UNLESS OTHERWISE SPECIFIED	Signature E.T.S.
2	Flute edge Chamfer depth	$0.002$	22	Center radii	$248^{\circ}$				DATE 05-07-11	DESIGN S. Pelkner
3	Flute angle	$0.015$	23	Distance from center	$0.015$				DATE 05-07-11	DATE 05-07-11
4	Shank corner	$0.002$	24	Dist. angle	$0.01$				CHECKED	APP'CD
5	Flute edge Chamfer depth	$0.002$	25	Dist. angle	$0.01$				Note	
6	Flute angle	$0.015$								
7	Flute angle	$0.015$								
8	Flute angle	$0.015$								
9	Chamfer angle	$0.02$								
10	Flute chamfer	$0.002$								

NO DOWELL  
Comteau Niagara #345-18609  
DEPARTMENT

Figure 81 Outil de coupe Niagara End Mill à trois (3) flûtes pour finition du rayon

Figure 82 Outil Sandvik Coromant à deux (2) pastilles pour finition des parois minces

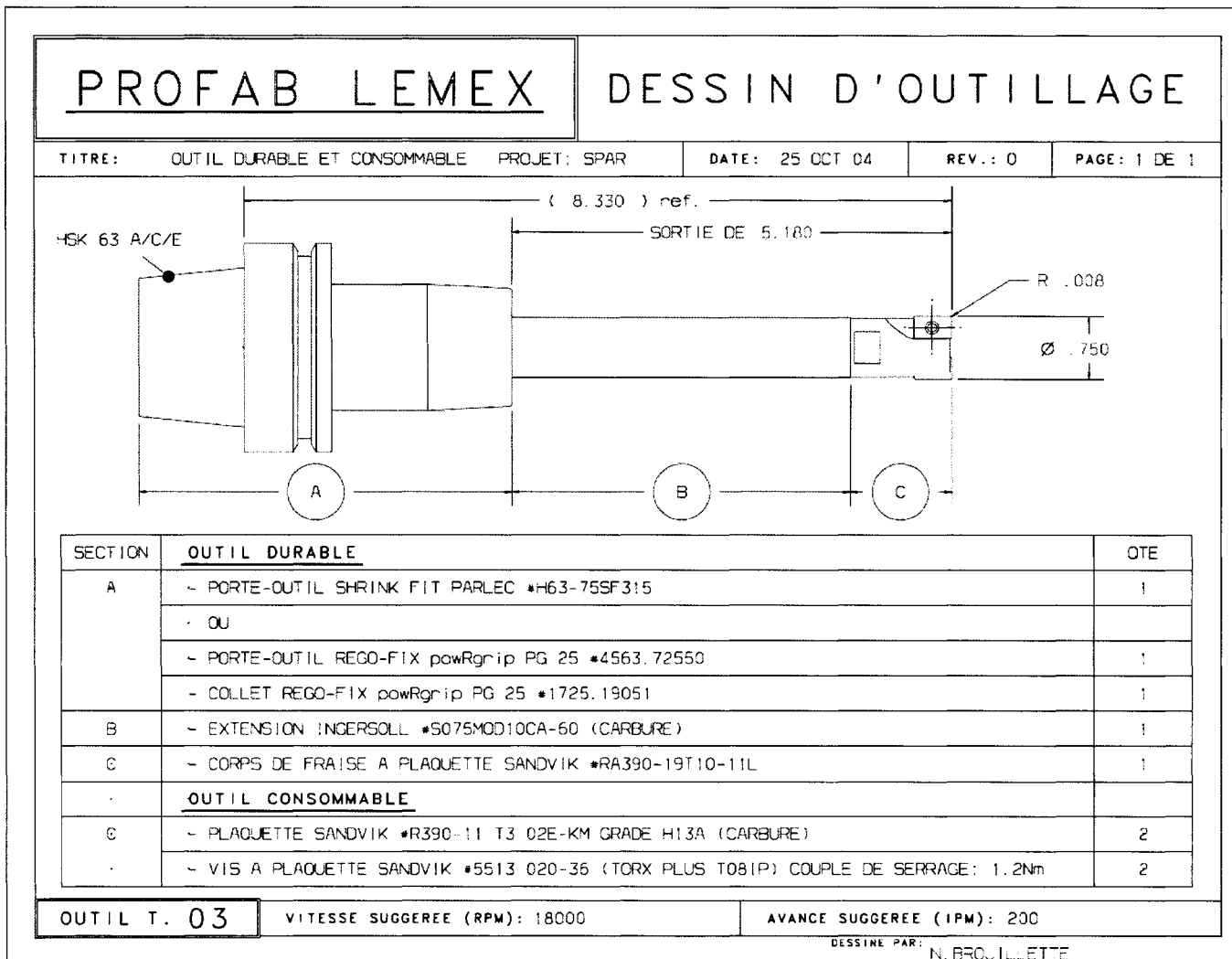
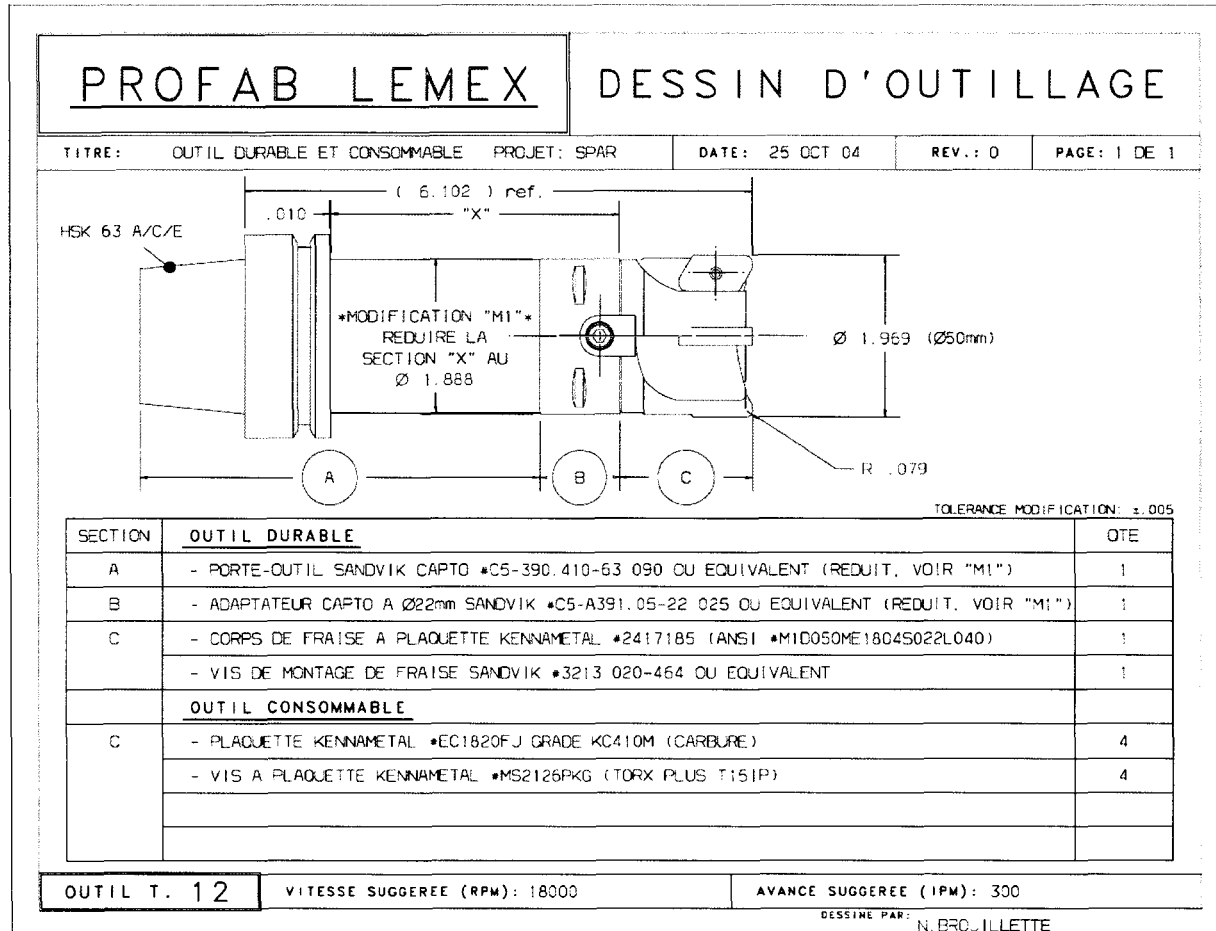


Figure 83

Outil de coupe Kennametal pour passe d'ébauche



## **ANNEXE 2**

### **SPÉCIFICATION DU FABRIQUANT (FIDIA K411)**

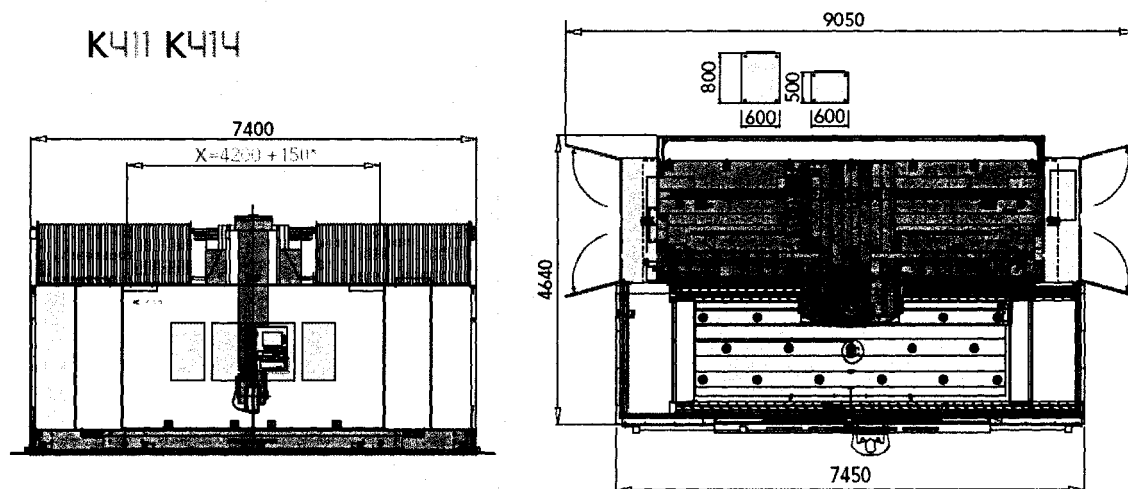
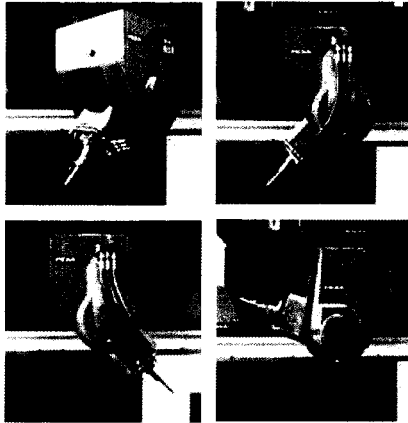


Figure 84 Dessin des vues en élévation et en plan du centre d'usinage Fidia K411

Technical data	K211/214	K411/414
<b>Linear axis travel</b>		
X	2700 + 150* mm (106" + 6"*)	4200 + 150* mm (165" + 6"*)
Y		1100 + 150* mm (43" + 6"*)
Z		1000/1400 mm (39"/55")
<b>Linear axis speed</b>		
X Y Z		24 m/min (944.8 ipm)
<b>Positioning accuracy (VDI/DGQ 3441 - ISO 230-2)</b>		
X Y Z	± 0.006 ± 0.005 ± 0.004 mm (± 0.00025" ± 0.0002" ± 0.00015")	± 0.007 ± 0.005 ± 0.004 mm (± 0.0003" ± 0.0002" ± 0.00015")
<b>Work-piece table:</b>		
Dimensions	3500 x 1500 mm (138" x 59")	5000 x 1500 mm (197" x 59")
T-Slots		n° 6 - pitch 250 mm (10")
Loading capacity	22000 kg (48501 lbs)	32000 kg (70547 lbs)
<b>Tool magazine</b>		
No of positions		42 - 84
<b>Weight</b>		
	26000 kg (57319 lbs)	32000 kg (70547 lbs)

Figure 85 Données techniques du centre d'usinage Fidia K411

## Continuous bi-rotary head

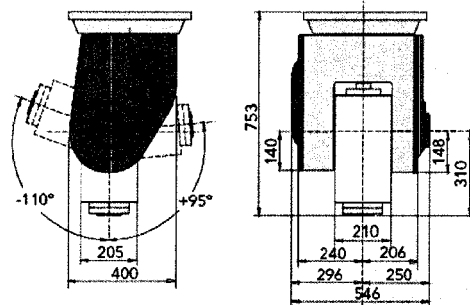


Machines of the K range are equipped with a powerful and compact continuous bi-rotary head.

In the case of heavy removal, the A and C axes are rigidly locked by powerful hydraulic brakes.

Maximum exploitation of the penetration capacity of the head-spindle-tool assembly is made possible by the continuous positioning of the A and C axes which optimizes tool orientation.

The Fidia head incorporates a synchronized engine spindle, it is equipped with an automatic gap recovery servomechanism and with powerful hydraulic brakes. It allows for 0.001 resolution positioning for all 3+2 axes machining or for continuous interpolations with 5 axes machining.



A axis travel	+95° - -110°
C axis travel	± 200° (optional ± 360°)
Accuracy/repeatability (VDI/DGQ 3441 - ISO 230-2)	6 / 4 arc sec
Max spindle speed	24000 1/min
Max spindle power (S6)	55 kW
Max torque (S6)	88 Nm
Constant power range	6000 - 24000 1/min
Toolholder	HSK63A

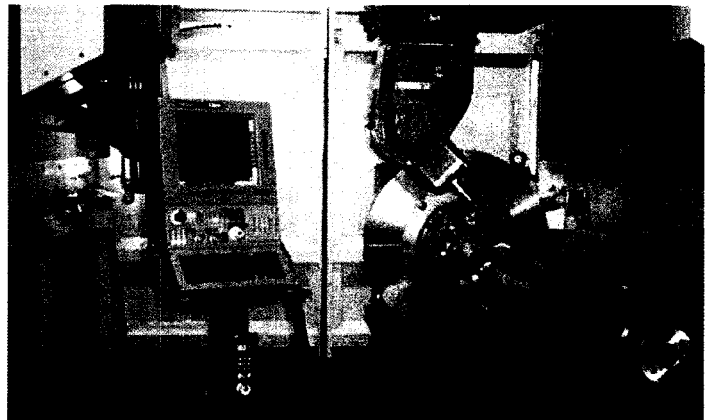
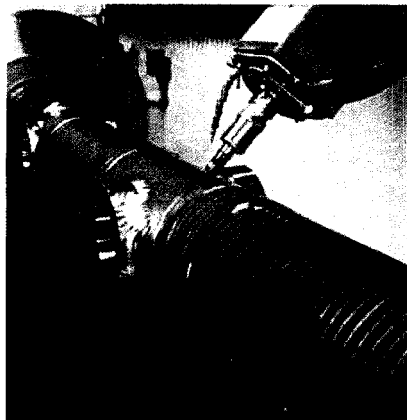


Figure 86 Données techniques de la tête d'usinage du centre d'usinage Fidia K411



## The C20 numerical control



The Fidias C20 numerical control takes full advantage of the potential offered by combining the performance of the Pentium 4 and the RISC Power PC processors. It is conceived to manage the most sophisticated high speed applications running at 5 axes with RTCP. It is equipped with Windows XP Professional operating system in multitasking mode. C20 is therefore a precious partner in achieving remarkable performances from the machine.

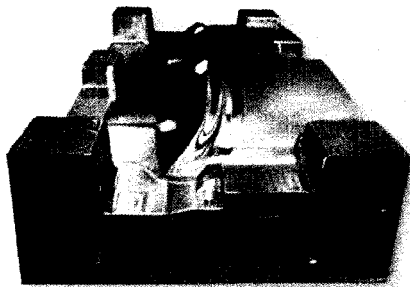
### Simplified and reliable machining

The C20 is equipped with a 17" TFT video and thanks to its HI-MILL 3D CAM and ISOGRAPH 2½D CAD/CAM it directly imports CAD mathematical models in IGES, DXF, DWG formats, enhancing but at the same time simplifying tool path management.

Mechanical machining such as slots, threads and pullers are programmed directly on board of the machine in total safety thanks to its soft keys and to the possibility to simulate in real time any kind of machining.

All functions available on the control, be they standard or optional, can be rapidly consulted by means of the "help on line".

The tele-service option is a link between the machine's tool builder's field service and Fidias NC installed on the machine. The link may be supported by normal telephone lines, ISDN lines or similar and is particularly useful for diagnostics, maintenance and transfer data.



### High speed milling

The parameters, adapted to the specific dynamic characteristics of the machine tool, are optimized by the following path control software functions:

- dynamic Look-Ahead with advanced feed control for curvatures;
- Active Tuning and Active Damping to optimize performance in terms of accuracy, surface quality and execution times;
- set of customized parameters for different machining conditions (roughing out, semi-finishing, finishing and re-machining) recalled by G functions;
- control of variations in acceleration (Jerk Control).

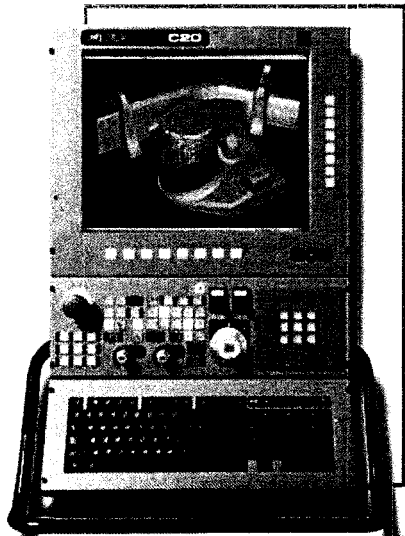


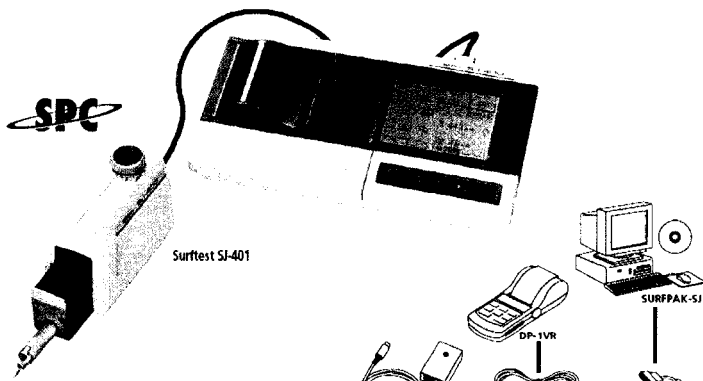
Figure 87 Description du contrôleur C20 installé sur le centre d'usinage Fidias K411

**ANNEXE 3**

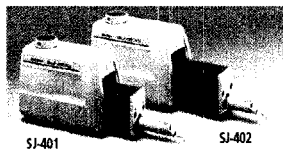
**SPÉCIFICATION TECHNIQUE DU RUGOSIMÈTRE MITUTOYO SURFTTEST  
SJ-400**

### Surftest SJ-400

SERIES 178 — Portable Surface Roughness Tester



- Equipped with 35 kinds of roughness parameters that conform to the latest ISO, DIN, ANSI, and JIS standards.
- A wide-range, high-resolution detector and an straight drive unit provide superior high-accuracy measurement in its class.
  - <Detector>
    - Measuring range: 800 $\mu$ m
    - Resolution: 0.000125 $\mu$ m (at 8 $\mu$ m range)
  - <Drive unit>
    - Straightness/traverse length
    - SJ-401: 0.3 $\mu$ m/25mm
    - SJ-402: 0.5 $\mu$ m/50mm



- The skidless detector and the curved surface compensation function make it so efficient to evaluate cylinder surface roughness.
- Ultra-fine steps, straightness and waviness can be measured by using the skidless measurement function.
- Measured data can be output to an external PC by using an RS-232C cable (optional).
- With a roughness specimen.
- Digital filter function for non-distorted roughness profiles.
- GO/NG judgment function.
- Auto-calibration function.

Order No.	Description	Remarks
12AAA896	LCD protective sheet	10 sheets/set
270732	Standard printer paper (25m)	5 rolls/set
12AAA876	Durable printer paper (25m)	5 rolls/set

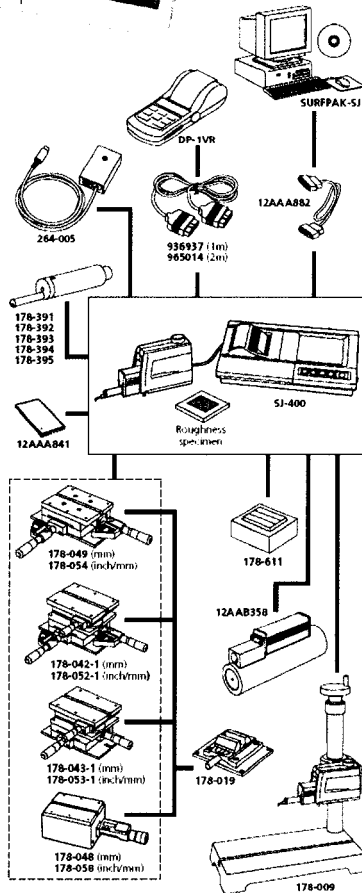


Figure 88 Fiche technique Surftest Mitutoyo SJ400

**ANNEXE 4**

**RÉSULTATS DU BALL BAR TEST SUR LA FIDIA K411**

## Diagnostiques Ballbar (%)

### XY 360deg 12in Calibrated 20050714-114711

Opérateur: md074457

Date: 2005-Jui-14 11:47:11

RENISHAW

Machine: Iomex  
Instrument: Ballbar QCI

21%	Equerrage	0.0266 $\mu\text{m}/\text{mm}$
16%	Pics d'inversion X	
		▶ -4.2 $\mu\text{m}$
		◀ -6.0 $\mu\text{m}$
15%	Pics d'inversion Y	
		▲ 5.1 $\mu\text{m}$
		▼ 5.8 $\mu\text{m}$
7%	Jeu à l'inversion Y	
		▲ 2.8 $\mu\text{m}$
		▼ 2.2 $\mu\text{m}$
5%	Jeu à l'inversion X	
		▶ 0.1 $\mu\text{m}$
		◀ -1.7 $\mu\text{m}$

Tolérance de position	112.6 $\mu\text{m}$
Rayon parfait	300.0190 mm
Circularité	18.9 $\mu\text{m}$

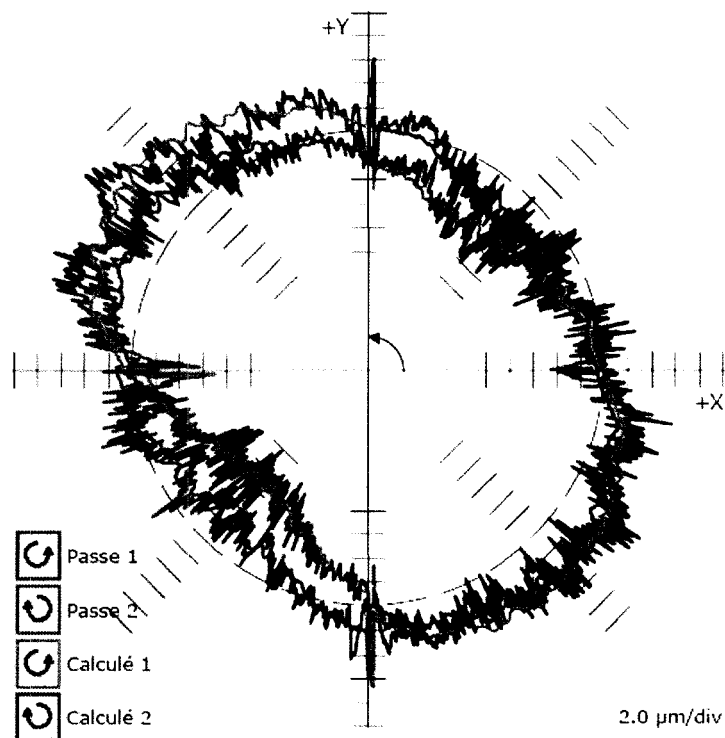


Figure 89 Rapport *Ball bar* test plan *xy* position *x*- page 1

**Diagnostiques Ballbar (métrique)**  
**XY 360deg 12in Calibrated 20050714-114711**

Opérateur: md074457

Date: 2005-Jui-14 11:47:11

RENISHAW

Machine: lomex :  
Instrument: Ballbar QC1Jeu à l'inversion ( $\mu\text{m}$ )

X	▶ 0.1	◀ -1.7
Y	▲ 2.8	▼ -2.2

Pics d'inversion ( $\mu\text{m}$ )

X	▶ -4.2	◀ -6.0
Y	▲ 5.1	▼ -5.8

Jeu latéral ( $\mu\text{m}$ )

X	▶ 1.4	◀ 0.3
Y	▲ -0.6	▼ -0.9

Erreur cyclique ( $\mu\text{m}$ )

X	↑ 0.7	↓ 1.1
Y	↑ 0.9	↓ 1.0

## Autres informations

Différence d'asservissement	0.00 ms
Equerrage	0.0266 $\mu\text{m}/\text{mm}$
Rectitude X	2.4 $\mu\text{m}$
Rectitude Y	1.4 $\mu\text{m}$
Erreur d'échelle X	0.0645 $\mu\text{m}/\text{mm}$
Erreur d'échelle Y	0.0623 $\mu\text{m}/\text{mm}$

Tolérance de position	112.6 $\mu\text{m}$
Rayon parfait	300.0190 mm
Circularité	18.9 $\mu\text{m}$

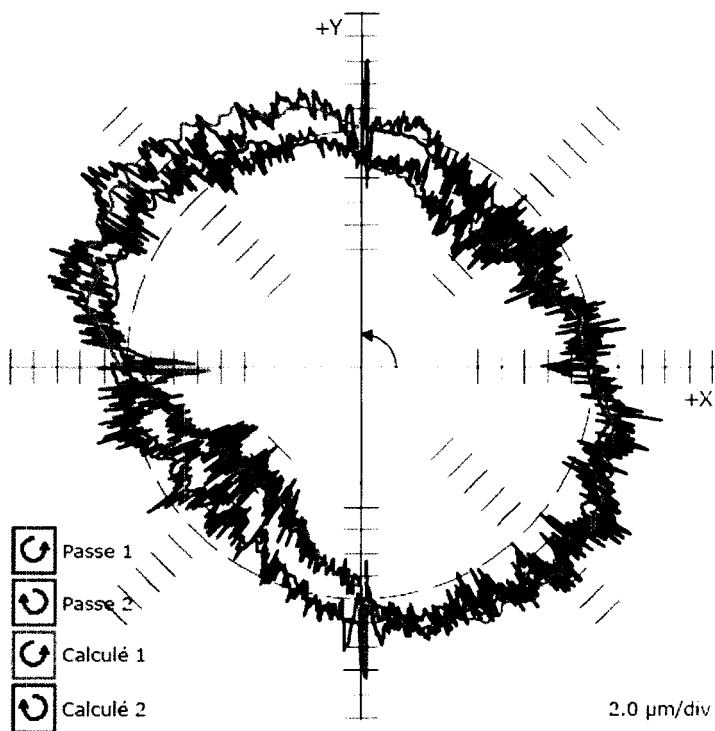


Figure 90 Rapport *Ball bar* test plan *xy* position *x-* page 2

**Diagnostiques Ballbar table**  
**XY 360deg 12in Calibrated 20050714-114711**

Opérateur: md074457  
 Date: 2005-Jui-14 11:47:11

**RENISHAW**

Machine: lomex 2  
 Instrument: Ballbar QC10

Erreurs	Amplitudes		Influence sur la circularité		Rang
Jeu à l'inversion X	▶ 0.1	◀ -1.7 µm	1.7 µm	(5%)	(5)
Jeu à l'inversion Y	▲ 2.8	▼ -2.2 µm	2.8 µm	(7%)	(4)
Pics d'inversion X	▶ -4.2	◀ -6.0 µm	6.0 µm	(16%)	(2)
Pics d'inversion Y	▲ 5.1	▼ -5.8 µm	5.8 µm	(15%)	(3)
Jeu latéral X	▶ 1.4	◀ 0.3 µm	0.9 µm	(2%)	(9)
Jeu latéral Y	▲ 0.6	▼ -0.9 µm	0.5 µm	(1%)	(12)
Erreur cyclique X	↑ 0.7	↓ 1.1 µm	1.1 µm	(3%)	(7)
Erreur cyclique Y	↑ 0.9	↓ 1.0 µm	1.0 µm	(3%)	(8)
Différence d'asservissement	0.00 ms		0.4 µm	(1%)	(13)
Equerrage	0.0266 µm/mm		8.0 µm	(21%)	(1)
Rectitude X	2.4 µm		1.2 µm	(3%)	(6)
Rectitude Y	1.4 µm		0.7 µm	(2%)	(10)
Différence d'échelle	1.3 µm		0.7 µm	(2%)	(11)
Pas erreur cyclique X	16.0000 mm				
Pas erreur cyclique Y	25.4000 mm				
Erreur d'échelle X	0.0645 µm/mm				
Erreur d'échelle Y	0.0623 µm/mm				
Vitesse d'avance calculée	5056.2 mm/min				
Excentration X	5.9 µm				
Excentration Y	1.3 µm				
Tolérance de position	112.6 µm				
Rayon parfait	300.0190 mm				
Circularité	18.9 µm				

**Paramètres du test**

Rayon	300.0000mm
Vitesse d'avance	5080.0mm/min
Début/Fin/Dépassement	180°/180°/180°
Type de mesures	SAH SH
position de mesure	
Fréquence d'échantillonnage	62.500Hz

**Commentaire du pré-test**

test cote x-

Figure 91 Rapport *Ball bar* test plan *xy* position *x-* page 3

## Conditions du test

### XY 360deg 12in Calibrated 20050714-114711

Opérateur: md074457  
Date: 2005-Jui-14 11:47:11

**RENISHAW**

Machine: lomex 2  
Instrument: Ballbar QC10

#### Paramètres du test

Spécifications du test	XY 360deg 12in Calibrated
Plan de mesure	XY
Longueur Ballbar	300.0000 mm
Vitesse d'avance	5080.0 mm/min
position de mesure	
Numéro de Programme CN	
Longueur Ballbar calibrée	Oui
Coefficient de dilatation machine	10.3 ppm/°C
Numéro de broche	1
Angle de début	180°
Angle de fin	180°
Angle de dépassement	180°
Fréquence d'échantillonnage	62.500Hz

#### Passe 1

Type de passe	SAH
Température machine	20.0°C

#### Passe 2

Type de passe	SH
Température machine	20.0°C

#### Commentaire du pré-test

test cote x-

#### Détails du Ballbar

Fabricant	Renishaw
Modèle	QC10
Numéro de série	H10888
Facteur d'échelle	1.0013
Numéro du certificat	
Dernière calibration	2005-Jun-06

#### Détails du Calibre

Fabricant	Renishaw
Modèle	ZERODUR
Numéro de série	G94238
Numéro du certificat	g94238/20050606
Dernière calibration	2005-Jun-06

#### Détails du logiciel

Auteur	Renishaw
Titre	Ballbar 5
Version	5.06.15



**Diagnostiques Ballbar (%)**  
**XY 360deg 12in Calibrated 20050714-113633**

Opérateur: md074457  
 Date: 2005-Jui-14 11:36:33

**RENISHAW**

Machine: lomex 2  
 Instrument: Ballbar QC10

19% Pics d'inversion X  
 ▶ -4.6µm  
 ◀ -6.2µm

18% Pics d'inversion Y  
 ▲ 4.9µm  
 ▼ 5.8µm

11% Jeu à l'inversion Y  
 ▲ 3.7µm  
 ▼ 2.4µm

8% Différence d'échelle  
 5.3µm

4% Jeu latéral Y  
 ▲ 2.5µm  
 ▼ -1.4µm

Tolérance de position 105.0 µm  
 Rayon parfait 300.0184 mm  
 Circularité 11.8 µm

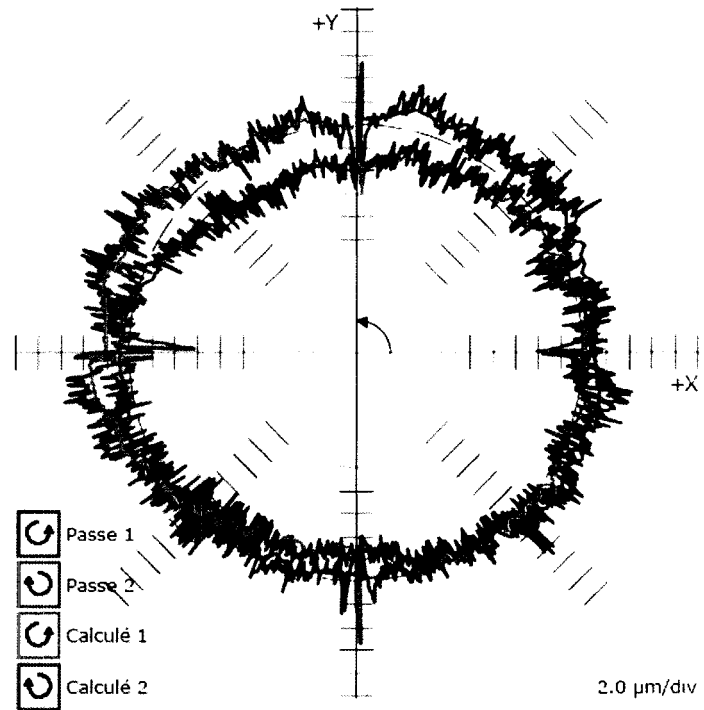


Figure 93 Rapport *Ball bar* test plan xy position x+ page 1

**Diagnostiques Ballbar (métrique)**  
**XY 360deg 12in Calibrated 20050714-113633**

Opérateur: md074457  
 Date: 2005-Jui-14 11:36:33

**RENISHAW**

Machine: Iomex 2  
 Instrument: Ballbar QC10

Jeu à l'inversion ( $\mu\text{m}$ )		
X	► 0.3	◄ 0.8
Y	▲ 3.7	▼ 2.4
Pics d'inversion ( $\mu\text{m}$ )		
X	► -4.6	◄ -6.2
Y	▲ -4.9	▼ 5.8
Jeu latéral ( $\mu\text{m}$ )		
X	► 2.1	◄ -1.5
Y	▲ 2.5	▼ -1.4
Erreur cyclique ( $\mu\text{m}$ )		
X	↑ 0.7	↓ 1.0
Y	↑ 0.8	↓ 0.9
Autres informations		
Différence d'asservissement	0.00 ms	
Equerrage	-0.0008 $\mu\text{m}/\text{mm}$	
Rectitude X	-0.6 $\mu\text{m}$	
Rectitude Y	2.4 $\mu\text{m}$	
Erreur d'échelle X	0.0658 $\mu\text{m}/\text{mm}$	
Erreur d'échelle Y	0.0569 $\mu\text{m}/\text{mm}$	
Tolérance de position		
	105.0 $\mu\text{m}$	
Rayon parfait		
	300.0184 mm	
Circularité		
	11.8 $\mu\text{m}$	

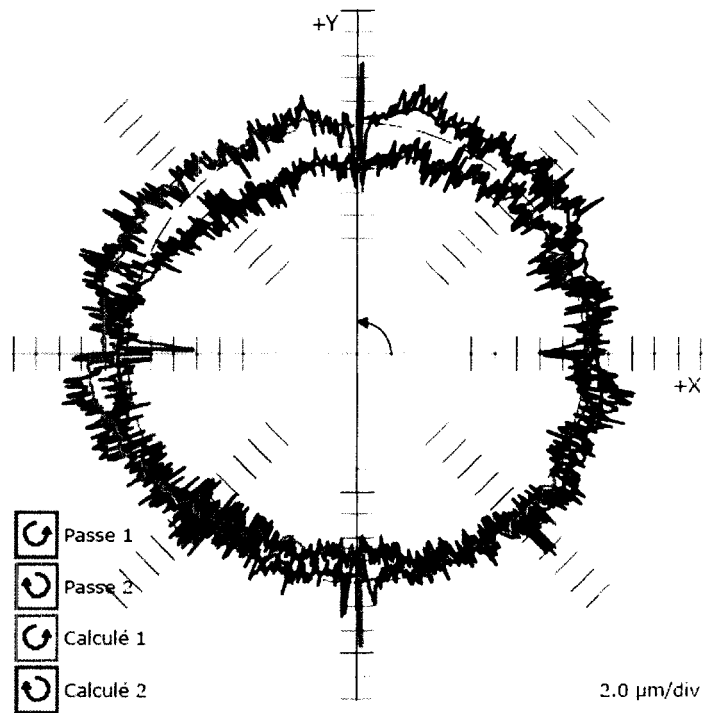


Figure 94 Rapport *Ball bar* test plan xy position x+ page 2

**Diagnostiques Ballbar table**  
**XY 360deg 12in Calibrated 20050714-113633**

Opérateur: md074457  
 Date: 2005-Jui-14 11:36:33

**RENISHAW**

Machine: Iomex 2  
 Instrument: Ballbar QC10

Erreurs	Amplitudes		Influence sur la circularité		Rang
Jeu à l'inversion X	▶ 0.3	◀ 0.8 µm	0.8 µm	(2%)	(10)
Jeu à l'inversion Y	▲ 3.7	▼ 2.4 µm	3.7 µm	(11%)	(3)
Pics d'inversion X	▶ -4.6	◀ -6.2 µm	6.2 µm	(19%)	(1)
Pics d'inversion Y	▲ 4.9	▼ 5.8 µm	5.8 µm	(18%)	(2)
Jeu latéral X	▶ 2.1	◀ -1.5 µm	1.1 µm	(4%)	(7)
Jeu latéral Y	▲ 2.5	▼ -1.4 µm	1.3 µm	(4%)	(5)
Erreur cyclique X	↑ 0.7	↓ 1.0 µm	1.0 µm	(3%)	(8)
Erreur cyclique Y	↑ 0.8	↓ 0.9 µm	0.9 µm	(3%)	(9)
Différence d'asservissement	0.00 ms		0.2 µm	(1%)	(13)
Equerrage	-0.0008 µm/mm		0.2 µm	(1%)	(12)
Rectitude X	-0.6 µm		0.3 µm	(1%)	(11)
Rectitude Y	2.4 µm		1.2 µm	(4%)	(6)
Différence d'échelle	5.3 µm		2.7 µm	(8%)	(4)
Pas erreur cyclique X	20.0000 mm				
Pas erreur cyclique Y	20.0000 mm				
Erreur d'échelle X	0.0658 µm/mm				
Erreur d'échelle Y	0.0569 µm/mm				
Vitesse d'avance calculée	5054.4 mm/min				
Excentration X	-6.7 µm				
Excentration Y	86.3 µm				
Tolérance de position	105.0 µm				
Rayon parfait	300.0184 mm				
Circularité	11.8 µm				

**Paramètres du test**

Rayon	300.0000mm
Vitesse d'avance	5080.0mm/min
Début/Fin/Dépassement	180°/180°/180°
Type de mesures	SAH SH
position de mesure	
Fréquence d'échantillonnage	62.500Hz

**Commentaire du pré-test**

test cote x+

Figure 95 Rapport *Ball bar* test plan xy position x+ page 3

## Conditions du test

### XY 360deg 12in Calibrated 20050714-113633

Opérateur: md074457  
Date: 2005-Jui-14 11:36:33

**RENISHAW**

Machine: Iomex 2  
Instrument: Ballbar QC10

#### Paramètres du test

Spécifications du test	XY 360deg 12in Calibrated
Plan de mesure	XY
Longueur Ballbar	300.0000 mm
Vitesse d'avance	5080.0 mm/min
position de mesure	
Numéro de Programme CN	
Longueur Ballbar calibrée	Oui
Coefficient de dilatation machine	10.3 ppm/°C
Numéro de broche	1
Angle de début	180°
Angle de fin	180°
Angle de dépassement	180°
Fréquence d'échantillonnage	62.500Hz

#### Passe 1

Type de passe	SAH
Température machine	20.0°C

#### Passe 2

Type de passe	SH
Température machine	20.0°C

#### Commentaire du pré-test

test cote x+

#### Détails du Ballbar

Fabricant	Renishaw
Modèle	QC10
Numéro de série	H10888
Facteur d'échelle	1.0013
Numéro du certificat	
Dernière calibration	2005-Jun-06

#### Détails du Calibre

Fabricant	Renishaw
Modèle	ZERODUR
Numéro de série	G94238
Numéro du certificat	g94238/20050606
Dernière calibration	2005-Jun-06

#### Détails du logiciel

Auteur	Renishaw
Titre	Ballbar 5
Version	5.06.15

## Diagnostiques Ballbar (%)

### YZ 360deg 12in Calibrated 20050714-123105

Opérateur: md074457  
Date: 2005-Jui-14 12:31:05

RENISHAW

Machine: Iomex 2  
Instrument: Ballbar QC10

17%	Différence d'échelle	17.7 $\mu$ m
14%	Pics d'inversion Y	▶ 7.2 $\mu$ m ◀ 6.2 $\mu$ m
13%	Rectitude Z	-13.0 $\mu$ m
11%	Equerrage	0.0184 $\mu$ m/mm
10%	Pics d'inversion Z	▲ -5.0 $\mu$ m ▼ -2.7 $\mu$ m

Tolérance de position	82.5 $\mu$ m
Rayon parfait	300.0123 mm
Circularité	26.7 $\mu$ m

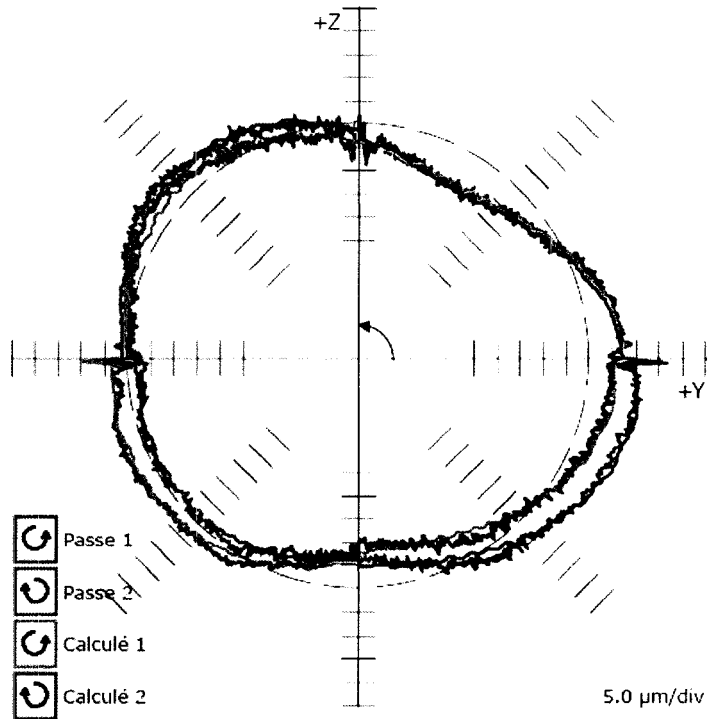


Figure 97 Rapport *Ball bar* test plan yz position x- page 1

**Diagnostiques Ballbar (métrique)**  
**YZ 360deg 12in Calibrated 20050714-123105**

Opérateur: md074457  
 Date: 2005-Jui-14 12:31:05

**RENISHAW**

Machine: lomex 2  
 Instrument: Ballbar QC10

Jeu à l'inversion ( $\mu\text{m}$ )		
Y	▶ 2.3	◀ 2.9
Z	▲ -0.9	▼ -1.7
Pics d'inversion ( $\mu\text{m}$ )		
Y	▶ 7.2	◀ 6.2
Z	▲ -5.0	▼ -2.7
Jeu latéral ( $\mu\text{m}$ )		
Y	▶ 2.1	◀ 0.8
Z	▲ 0.9	▼ -0.6
Erreur cyclique ( $\mu\text{m}$ )		
Y	↑ 0.9	↓ 0.9
Z	↑ 0.7	↓ 0.8
Autres informations		
Différence d'asservissement	0.01 ms	
Equerrage	0.0184 $\mu\text{m}/\text{mm}$	
Rectitude Y	-4.6 $\mu\text{m}$	
Rectitude Z	-13.0 $\mu\text{m}$	
Erreur d'échelle Y	0.0558 $\mu\text{m}/\text{mm}$	
Erreur d'échelle Z	0.0263 $\mu\text{m}/\text{mm}$	
Tolérance de position		
Rayon parfait	82.5 $\mu\text{m}$	
Circularité	300.0123 mm	
	26.7 $\mu\text{m}$	

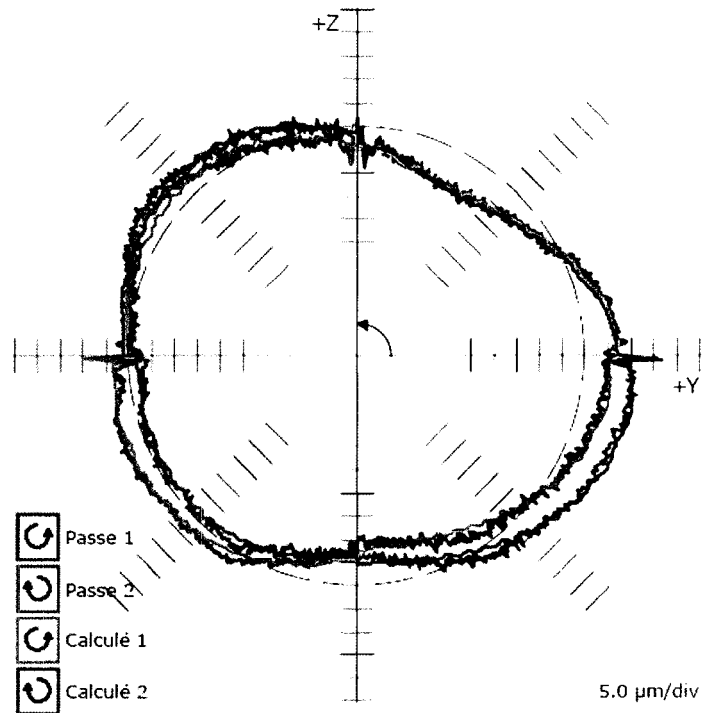


Figure 98 Rapport *Ball bar* test plan yz position x- page 2

**Diagnostiques Ballbar table**  
**YZ 360deg 12in Calibrated 20050714-123105**

Opérateur: md074457  
 Date: 2005-Jui-14 12:31:05

**RENISHAW**

Machine: Iomex 2  
 Instrument: Ballbar QC10

Erreurs	Amplitudes		Influence sur la circularité	Rang
Jeu à l'inversion Y	▶ 2.3	◀ 2.9 µm	2.9 µm (6%)	(6)
Jeu à l'inversion Z	▲ -0.9	▼ -1.7 µm	1.7 µm (3%)	(8)
Pics d'inversion Y	▶ 7.2	◀ 6.2 µm	7.2 µm (14%)	(2)
Pics d'inversion Z	▲ -5.0	▼ -2.7 µm	5.0 µm (10%)	(5)
Jeu latéral Y	▶ 2.1	◀ 0.8 µm	1.6 µm (3%)	(9)
Jeu latéral Z	▲ 0.9	▼ -0.6 µm	0.5 µm (1%)	(13)
Erreur cyclique Y	↑ 0.9	↓ 0.9 µm	0.9 µm (2%)	(10)
Erreur cyclique Z	↑ 0.7	↓ 0.8 µm	0.8 µm (2%)	(11)
Différence d'asservissement	0.01 ms		0.6 µm (1%)	(12)
Equerrage	0.0184 µm/mm		5.5 µm (11%)	(4)
Rectitude Y	-4.6 µm		2.3 µm (4%)	(7)
Rectitude Z	-13.0 µm		6.5 µm (13%)	(3)
Différence d'échelle	17.7 µm		8.9 µm (17%)	(1)
Pas erreur cyclique Y	20.0000 mm			
Pas erreur cyclique Z	12.7000 mm			
Erreur d'échelle Y	0.0558 µm/mm			
Erreur d'échelle Z	0.0263 µm/mm			
Vitesse d'avance calculée	5052.6 mm/min			
Excentration Y	34.7 µm			
Excentration Z	54.1 µm			
Tolérance de position	82.5 µm			
Rayon parfait	300.0123 mm			
Circularité	26.7 µm			

**Paramètres du test**

Rayon	300.0000mm
Vitesse d'avance	5080.0mm/min
Début/Fin/Dépassement	90°/90°/180°
Type de mesures	SAH SH
position de mesure	
Fréquence d'échantillonnage	62.500Hz

**Commentaire du pré-test**

test position x-

Figure 99 Rapport Ball bar test plan yz position x- page 3

**Conditions du test**  
**YZ 360deg 12in Calibrated 20050714-123105**

Opérateur: md074457  
 Date: 2005-Jui-14 12:31:05

**RENISHAW**

Machine: Iomex 2  
 Instrument: Ballbar QC10

**Paramètres du test**

Spécifications du test	YZ 360deg 12in Calibrated
Plan de mesure	YZ
Longueur Ballbar	300.0000 mm
Vitesse d'avance	5080.0 mm/min
position de mesure	
Numéro de Programme CN	
Longueur Ballbar calibrée	Oui
Coefficient de dilatation machine	10.3 ppm/°C
Numéro de broche	1
Angle de début	90°
Angle de fin	90°
Angle de dépassement	180°
Fréquence d'échantillonnage	62.500Hz

**Passe 1**

Type de passe	SAH
Température machine	20.0°C

**Passe 2**

Type de passe	SH
Température machine	20.0°C

**Commentaire du pré-test**

test position x-

**Détails du Ballbar**

Fabricant	Renishaw
Modèle	QC10
Numéro de série	H10888
Facteur d'échelle	1.0013
Numéro du certificat	
Dernière calibration	2005-Jun-06

**Détails du Calibre**

Fabricant	Renishaw
Modèle	ZERODUR
Numéro de série	G94238
Numéro du certificat	g94238/20050606
Dernière calibration	2005-Jun-06

**Détails du logiciel**

Auteur	Renishaw
Titre	Ballbar 5
Version	5.06.15



## Diagnostiques Ballbar (%)

### YZ 360deg 12in Calibrated 20050714-115736

Opérateur: md074457  
Date: 2005-Jui-14 11:57:36

RENISHAW

Machine: lomex 2  
Instrument: Ballbar QC10

14% Différence d'échelle  
13.0µm

13% Pics d'inversion Y  
▶ 5.9µm  
◀ 6.0µm

12% Pics d'inversion Z  
▲ -5.3µm  
▼ 0.0µm

6% Rectitude Z  
-5.9µm

6% Jeu latéral Z  
▲ -1.8µm  
▼ 4.6µm

Tolérance de position 102.5 µm  
Rayon parfait 300.0174 mm  
Circularité 23.2 µm

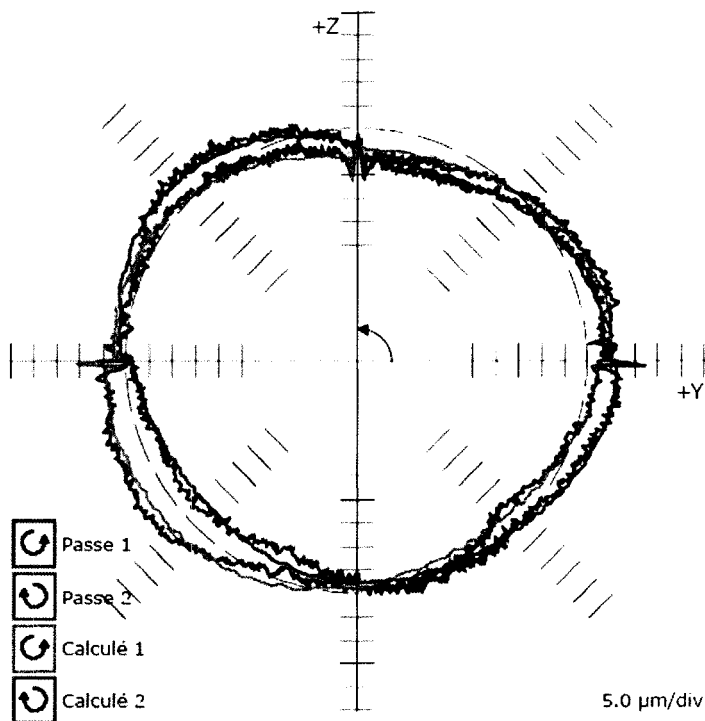


Figure 101 Rapport *Ball bar* test plan yz position x+ page 1

## Diagnostiques Ballbar (métrique) YZ 360deg 12in Calibrated 20050714-115736

Opérateur: md074457  
Date: 2005-Jui-14 11:57:36

**RENISHAW**  
Machine: Iomex 2  
Instrument: Ballbar QC10

Jeu à l'inversion ( $\mu\text{m}$ )		
Y	▶ 2.7	◀ 1.7
Z	▲ -2.3	▼ 0.1
Pics d'inversion ( $\mu\text{m}$ )		
Y	▶ 5.9	◀ 6.0
Z	▲ -5.3	▼ 0.0
Jeu latéral ( $\mu\text{m}$ )		
Y	▶ 1.7	◀ -1.0
Z	▲ -1.8	▼ -4.6
Erreur cyclique ( $\mu\text{m}$ )		
Y	↑ 0.6	↓ 0.4
Z	↑ 0.5	↓ 0.5
Autres informations		
Différence d'asservissement	0.03 ms	
Equerrage	0.0047 $\mu\text{m}/\text{mm}$	
Rectitude Y	5.1 $\mu\text{m}$	
Rectitude Z	-5.9 $\mu\text{m}$	
Erreur d'échelle Y	0.0690 $\mu\text{m}/\text{mm}$	
Erreur d'échelle Z	0.0473 $\mu\text{m}/\text{mm}$	
<hr/>		
Tolérance de position	102.5 $\mu\text{m}$	
Rayon parfait	300.0174 mm	
Circulanté	23.2 $\mu\text{m}$	

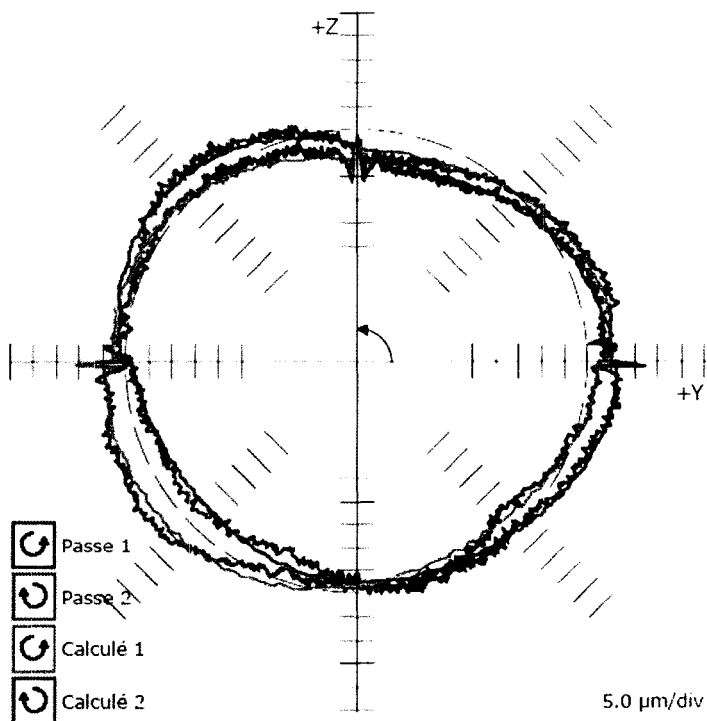


Figure 102 Rapport *Ball bar* test plan yz position x+ page 2

**Diagnostiques Ballbar table**  
**YZ 360deg 12in Calibrated 20050714-115736**

Opérateur: md074457  
 Date: 2005-Jui-14 11:57:36

**RENISHAW**

Machine: lomex 2  
 Instrument: Ballbar QC10

Erreurs	Amplitudes		Influence sur la circularité		Rang
Jeu à l'inversion Y	▶ 2.7	◀ 1.7 µm	2.7 µm	(6%)	(6)
Jeu à l'inversion Z	▲ -2.3	▼ 0.1 µm	2.3 µm	(5%)	(9)
Pics d'inversion Y	▶ 5.9	◀ 6.0 µm	6.0 µm	(13%)	(2)
Pics d'inversion Z	▲ -5.3	▼ 0.0 µm	5.3 µm	(12%)	(3)
Jeu latéral Y	▶ 1.7	◀ -1.0 µm	0.9 µm	(2%)	(11)
Jeu latéral Z	▲ -1.8	▼ 4.6 µm	2.7 µm	(6%)	(5)
Erreur cyclique Y	↑ 0.6	↓ 0.4 µm	0.6 µm	(1%)	(12)
Erreur cyclique Z	↑ 0.5	↓ 0.5 µm	0.5 µm	(1%)	(13)
Différence d'asservissement	0.03 ms		2.5 µm	(6%)	(8)
Equerrage	0.0047 µm/mm		1.4 µm	(3%)	(10)
Rectitude Y	5.1 µm		2.6 µm	(6%)	(7)
Rectitude Z	-5.9 µm		3.0 µm	(6%)	(4)
Différence d'échelle	13.0 µm		6.5 µm	(14%)	(1)
Pas erreur cyclique Y	20.0000 mm				
Pas erreur cyclique Z	12.7000 mm				
Erreur d'échelle Y	0.0690 µm/mm				
Erreur d'échelle Z	0.0473 µm/mm				
Vitesse d'avance calculée	5056.2 mm/min				
Excentration Y	2.2 µm				
Excentration Z	83.2 µm				
Tolérance de position	102.5 µm				
Rayon parfait	300.0174 mm				
Circularité	23.2 µm				

**Paramètres du test**

Rayon	300.0000mm
Vitesse d'avance	5080.0mm/min
Début/Fin/Dépassement	90°/90°/180°
Type de mesures	SAH SH
position de mesure	
Fréquence d'échantillonnage	62.500Hz

**Commentaire du pré-test**

cote x +

Figure 103 Rapport *Ball bar* test plan yz position x+ page 3

## Conditions du test

### YZ 360deg 12in Calibrated 20050714-115736

Opérateur: md074457  
Date: 2005-Jui-14 11:57:36

**RENISHAW**

Machine: Iomex 2  
Instrument: Ballbar QC10

#### Paramètres du test

Spécifications du test	YZ 360deg 12in Calibrated
Plan de mesure	YZ
Longueur Ballbar	300.0000 mm
Vitesse d'avance	5080.0 mm/min
position de mesure	
Numéro de Programme CN	
Longueur Ballbar calibrée	Oui
Coefficient de dilatation machine	10.3 ppm/°C
Numéro de broche	1
Angle de début	90°
Angle de fin	90°
Angle de dépassement	180°
Fréquence d'échantillonnage	62.500Hz

#### Passe 1

Type de passe	SAH
Température machine	20.0°C

#### Passe 2

Type de passe	SH
Température machine	20.0°C

#### Commentaire du pré-test

cote x +

#### Détails du Ballbar

Fabricant	Renishaw
Modèle	QC10
Numéro de série	H10888
Facteur d'échelle	1.0013
Numéro du certificat	
Dernière calibration	2005-Jun-06

#### Détails du Calibre

Fabricant	Renishaw
Modèle	ZERODUR
Numéro de série	G94238
Numéro du certificat	g94238/20050606
Dernière calibration	2005-Jun-06

#### Détails du logiciel

Auteur	Renishaw
Titre	Ballbar 5
Version	5.06.15

**Diagnostiques Ballbar (%)**  
**ZX 360deg 12in Calibrated 20050714-122301**

Opérateur: md074457  
 Date: 2005-Jui-14 12:23:01

**RENISHAW**

Machine: Iomex 2  
 Instrument: Ballbar QC10

24% Equerrage -0.0375 $\mu\text{m}/\text{mm}$   
 19% Différence d'échelle -18.4 $\mu\text{m}$   
 11% Pics d'inversion Z  
 ▲ -5.1 $\mu\text{m}$   
 ▼ -2.4 $\mu\text{m}$   
 10% Pics d'inversion X  
 ▶ -4.6 $\mu\text{m}$   
 ◀ -3.5 $\mu\text{m}$   
 3% Jeu latéral X  
 ▶ -2.4 $\mu\text{m}$   
 ◀ 2.2 $\mu\text{m}$

Tolérance de position 91.1  $\mu\text{m}$   
 Rayon parfait 300.0132 mm  
 Circularité 26.7  $\mu\text{m}$

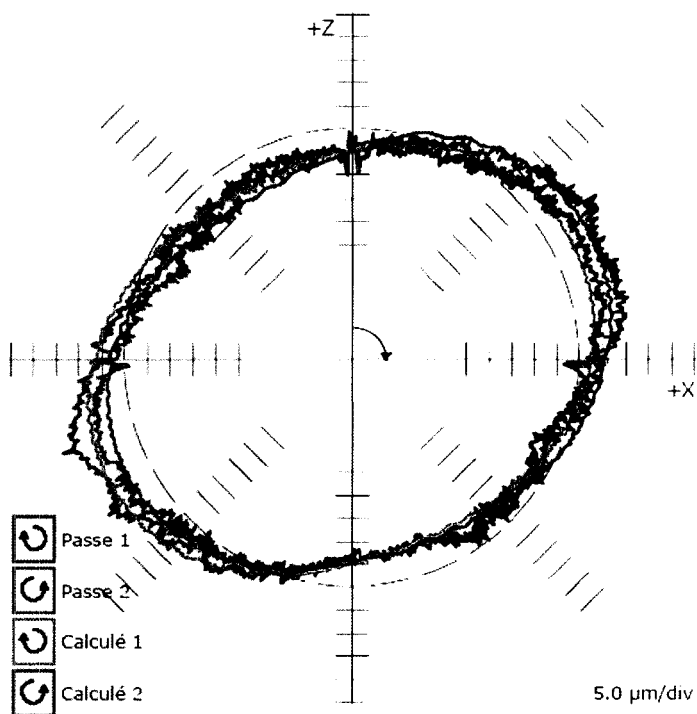


Figure 105 Rapport *Ball bar* test plan zx position x- page 1

**Diagnostiques Ballbar (métrique)**  
**ZX 360deg 12in Calibrated 20050714-122301**

Opérateur: md074457  
 Date: 2005-Jui-14 12:23:01

**RENISHAW**

Machine: lomex 2  
 Instrument: Ballbar QC10

Jeu à l'inversion (µm)		
Z	▲-1.0	▼0.0
X	►0.3	◄-0.4
Pics d'inversion (µm)		
Z	▲-5.1	▼-2.4
X	►-4.6	◄-3.5
Jeu latéral (µm)		
Z	▲0.4	▼-1.1
X	►-2.4	◄2.2
Erreur cyclique (µm)		
Z	↑0.9	↓0.8
X	↑0.4	↓0.7
Autres informations		
Différence d'asservissement	0.00 ms	
Equerrage	-0.0375 µm/mm	
Rectitude Z	0.9 µm	
Rectitude X	-1.8 µm	
Erreur d'échelle Z	0.0286 µm/mm	
Erreur d'échelle X	0.0592 µm/mm	
-----		
Tolérance de position	91.1 µm	
Rayon parfait	300.0132 mm	
Circularité	26.7 µm	

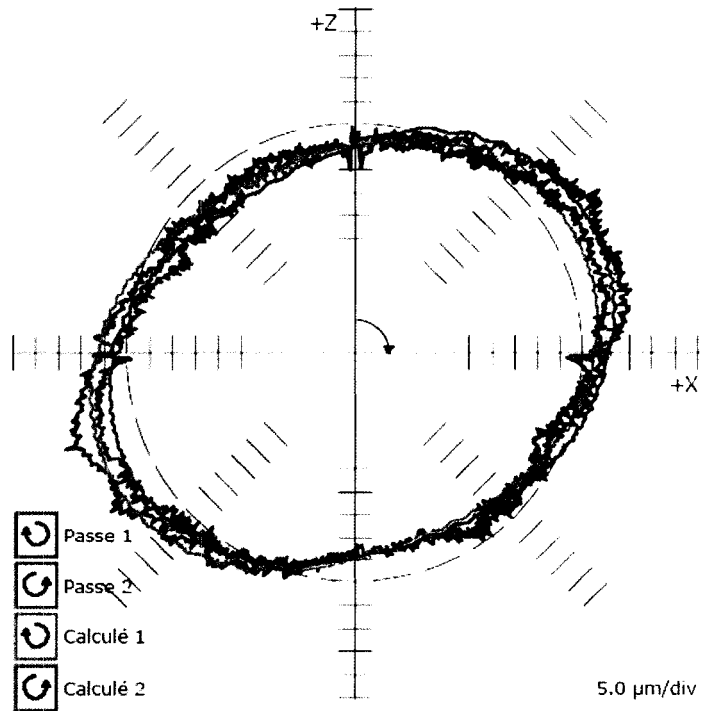


Figure 106 Rapport *Ball bar* test plan zx position x- page 2

**Diagnostiques Ballbar table**  
**ZX 360deg 12in Calibrated 20050714-122301**

Opérateur: md074457  
 Date: 2005-Jui-14 12:23:01

**RENISHAW**

Machine: lomex 2  
 Instrument: Ballbar QC10

Erreurs	Amplitudes		Influence sur la circularité	Rang
Jeu à l'inversion Z	▲ -1.0	▼ 0.0 µm	1.0 µm (2%)	(6)
Jeu à l'inversion X	▶ 0.3	◀ -0.4 µm	0.4 µm (1%)	(12)
Pics d'inversion Z	▲ -5.1	▼ -2.4 µm	5.1 µm (11%)	(3)
Pics d'inversion X	▶ -4.6	◀ -3.5 µm	4.6 µm (10%)	(4)
Jeu latéral Z	▲ 0.4	▼ -1.1 µm	0.7 µm (1%)	(10)
Jeu latéral X	▶ -2.4	◀ 2.2 µm	1.2 µm (3%)	(5)
Erreur cyclique Z	↑ 0.9	↓ 0.8 µm	0.9 µm (2%)	(7)
Erreur cyclique X	↑ 0.4	↓ 0.7 µm	0.7 µm (1%)	(9)
Différence d'asservissement	0.00 ms		0.3 µm (1%)	(13)
Equerrage	-0.0375 µm/mm		11.2 µm (24%)	(1)
Rectitude Z	0.9 µm		0.5 µm (1%)	(11)
Rectitude X	-1.8 µm		0.9 µm (2%)	(8)
Différence d'échelle	-18.4 µm		9.2 µm (19%)	(2)
Pas erreur cyclique Z	20.0000 mm			
Pas erreur cyclique X	3.1750 mm			
Erreur d'échelle Z	0.0286 µm/mm			
Erreur d'échelle X	0.0592 µm/mm			
Vitesse d'avance calculée	5056.2 mm/min			
Excentration Z	68.7 µm			
Excentration X	9.0 µm			
Tolérance de position	91.1 µm			
Rayon parfait	300.0132 mm			
Circularité	26.7 µm			

**Paramètres du test**

Rayon	300.0000mm
Vitesse d'avance	5080.0mm/min
Début/Fin/Dépassement	0°/0°/180°
Type de mesures	SAH SH
position de mesure	
Fréquence d'échantillonnage	62.500Hz

**Commentaire du pré-test**

test cote x-

Figure 107 Rapport *Ball bar* test plan zx position x- page 3

## Conditions du test

### ZX 360deg 12in Calibrated 20050714-122301

Opérateur: md074457  
Date: 2005-Jui-14 12:23:01

**RENISHAW**

Machine: lomex 2  
Instrument: Ballbar QC10

#### Paramètres du test

Spécifications du test	ZX 360deg 12in Calibrated
Plan de mesure	ZX
Longueur Ballbar	300.0000 mm
Vitesse d'avance	5080.0 mm/min
position de mesure	
Numéro de Programme CN	
Longueur Ballbar calibrée	Oui
Coefficient de dilatation machine	10.3 ppm/°C
Numéro de broche	1
Angle de début	0°
Angle de fin	0°
Angle de dépassement	180°
Fréquence d'échantillonnage	62.500Hz

#### Passe 1

Type de passe	SAH
Température machine	20.0°C

#### Passe 2

Type de passe	SH
Température machine	20.0°C

#### Commentaire du pré-test

test cote x-

#### Détails du Ballbar

Fabricant	Renishaw
Modèle	QC10
Numéro de série	H10888
Facteur d'échelle	1.0013
Numéro du certificat	
Dernière calibration	2005-Jun-06

#### Détails du Calibre

Fabricant	Renishaw
Modèle	ZERODUR
Numéro de série	G94238
Numéro du certificat	g94238/20050606
Dernière calibration	2005-Jun-06

#### Détails du logiciel

Auteur	Renishaw
Titre	Ballbar 5
Version	5.06.15



**Diagnostiques Ballbar (%)**  
**ZX 360deg 12in Calibrated 20050714-120925**

**RENISHAW**

Opérateur: md074457  
 Date: 2005-Jui-14 12:09:25

Machine: lomex 2  
 Instrument: Ballbar QC10

- 19% Différence d'échelle  
 -19.3µm
- 13% Rectitude X  
 13.4µm
- 11% Pics d'inversion X  
 ▶ 5.4µm  
 ◀ 5.7µm
- 9% Pics d'inversion Z  
 ▲ -4.7µm  
 ▼ 0.0µm
- 5% Jeu latéral Z  
 ▲ 4.1µm  
 ▼ -1.8µm

Tolérance de position      85.3 µm  
 Rayon parfait            300.0133 mm  
 Circularité                26.0 µm

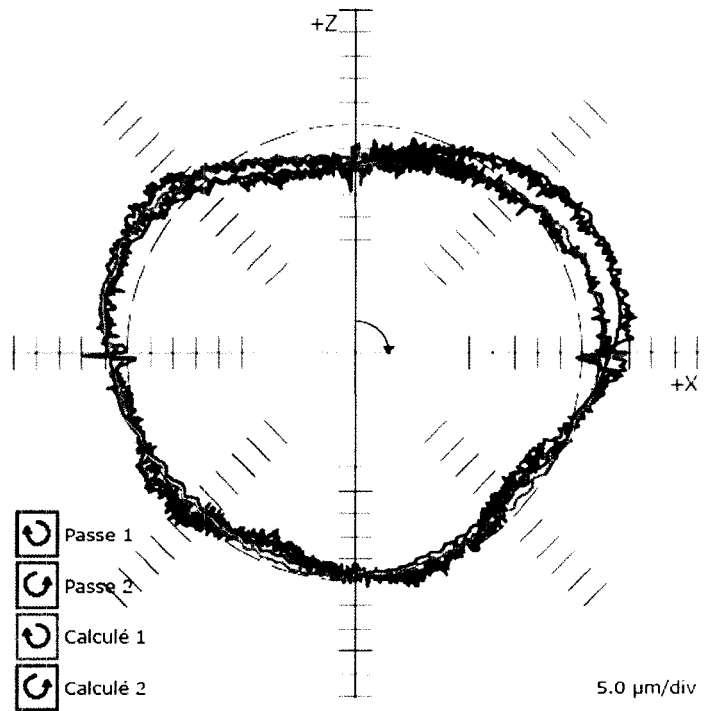


Figure 109 Rapport *Ball bar* test plan zx position x+ page 1

## Diagnostiques Ballbar (métrique) ZX 360deg 12in Calibrated 20050714-120925

Opérateur: md074457  
Date: 2005-Jui-14 12:09:25

RENISHAW

Machine: lomex 2  
Instrument: Ballbar QC10

Jeu à l'inversion ( $\mu\text{m}$ )		
Z	▲ -1.1	▼ 1.0
X	► 0.9	◄ 0.1
Pics d'inversion ( $\mu\text{m}$ )		
Z	▲ -4.7	▼ 0.0
X	► 5.4	◄ 5.7
Jeu latéral ( $\mu\text{m}$ )		
Z	▲ 4.1	▼ -1.8
X	► -1.0	◄ 3.2
Erreur cyclique ( $\mu\text{m}$ )		
Z	▲ 0.5	▼ 0.5
X	► 1.5	◄ 1.2
Autres informations		
Différence d'asservissement	-0.02 ms	
Equerrage	-0.0041 $\mu\text{m}/\text{mm}$	
Rectitude Z	0.4 $\mu\text{m}$	
Rectitude X	13.4 $\mu\text{m}$	
Erreur d'échelle Z	0.0283 $\mu\text{m}/\text{mm}$	
Erreur d'échelle X	0.0604 $\mu\text{m}/\text{mm}$	
Tolérance de position		
	85.3 $\mu\text{m}$	
Rayon parfait		
	300.0133 mm	
Circularité		
	26.0 $\mu\text{m}$	

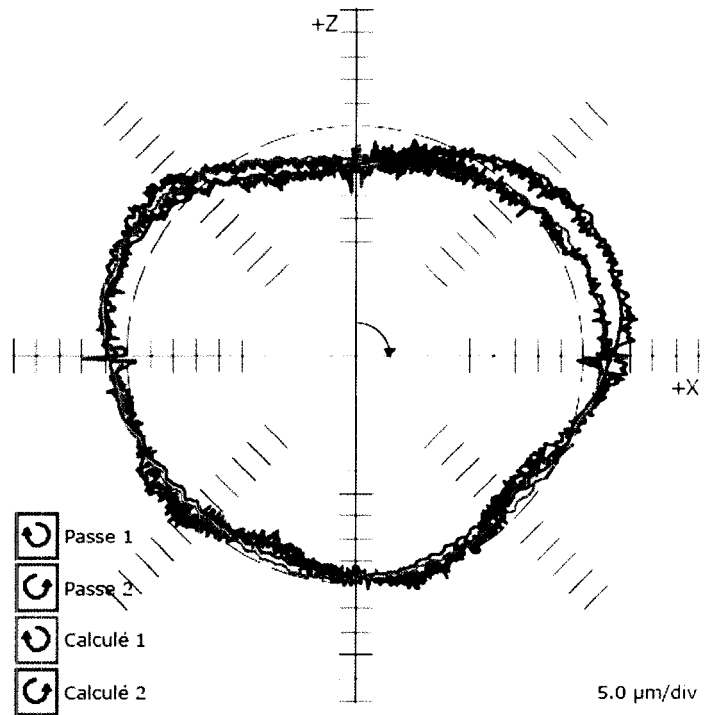


Figure 110 Rapport *Ball bar* test plan zx position x+ page 2

## Diagnostiques Ballbar table ZX 360deg 12in Calibrated 20050714-120925

Opérateur: md074457  
Date: 2005-Jui-14 12:09:25

RENISHAW

Machine: lomex 2  
Instrument: Ballbar QC10

Erreurs	Amplitudes		Influence sur la circularité		Rang
Jeu à l'inversion Z	▲ -1.1	▼ 1.0 µm	1.1 µm	(2%)	(10)
Jeu à l'inversion X	▶ 0.9	◀ 0.1 µm	0.9 µm	(2%)	(11)
Pics d'inversion Z	▲ -4.7	▼ 0.0 µm	4.7 µm	(9%)	(4)
Pics d'inversion X	▶ 5.4	◀ 5.7 µm	5.7 µm	(11%)	(3)
Jeu latéral Z	▲ 4.1	▼ -1.8 µm	2.3 µm	(5%)	(5)
Jeu latéral X	▶ -1.0	◀ 3.2 µm	1.9 µm	(4%)	(7)
Erreur cyclique Z	↑ 0.5	↓ 0.5 µm	0.5 µm	(1%)	(12)
Erreur cyclique X	↑ 1.5	↓ 1.2 µm	1.5 µm	(3%)	(8)
Différence d'asservissement	-0.02 ms		2.1 µm	(4%)	(6)
Equerrage	-0.0041 µm/mm		1.2 µm	(2%)	(9)
Rectitude Z	0.4 µm		0.2 µm	(0%)	(13)
Rectitude X	13.4 µm		6.7 µm	(13%)	(2)
Différence d'échelle	-19.3 µm		9.6 µm	(19%)	(1)
Pas erreur cyclique Z	16.0000 mm				
Pas erreur cyclique X	20.0000 mm				
Erreur d'échelle Z	0.0283 µm/mm				
Erreur d'échelle X	0.0604 µm/mm				
Vitesse d'avance calculée	5054.4 mm/min				
Excentration Z	71.9 µm				
Excentration X	-6.7 µm				
Tolérance de position	85.3 µm				
Rayon parfait	300.0133 mm				
Circularité	26.0 µm				

### Paramètres du test

Rayon	300.0000mm
Vitesse d'avance	5080.0mm/min
Début/Fin/Dépassement	0°/0°/180°
Type de mesures	SAH SH
position de mesure	
Fréquence d'échantillonnage	62.500Hz

### Commentaire du pré-test

test cote x+

Figure 111 Rapport *Ball bar* test plan zx position x+ page 3

## Conditions du test

### ZX 360deg 12in Calibrated 20050714-120925

Opérateur: md074457  
Date: 2005-Jui-14 12:09:25

**RENISHAW**

Machine: Iomex 2  
Instrument: Ballbar QC10

#### Paramètres du test

Spécifications du test	ZX 360deg 12in Calibrated
Plan de mesure	ZX
Longueur Ballbar	300.0000 mm
Vitesse d'avance	5080.0 mm/min
position de mesure	
Numéro de Programme CN	
Longueur Ballbar calibrée	Oui
Coefficient de dilatation machine	10.3 ppm/°C
Numéro de broche	1
Angle de début	0°
Angle de fin	0°
Angle de dépassement	180°
Fréquence d'échantillonnage	62.500Hz

#### Passe 1

Type de passe	SAH
Température machine	20.0°C

#### Passe 2

Type de passe	SH
Température machine	20.0°C

#### Commentaire du pré-test

test cote x+

#### Détails du Ballbar

Fabricant	Renishaw
Modèle	QC10
Numéro de série	H10888
Facteur d'échelle	1.0013
Numéro du certificat	
Dernière calibration	2005-Jun-06

#### Détails du Calibre

Fabricant	Renishaw
Modèle	ZERODUR
Numéro de série	G94238
Numéro du certificat	g94238/20050606
Dernière calibration	2005-Jun-06

#### Détails du logiciel

Auteur	Renishaw
Titre	Ballbar 5
Version	5.06.15

**ANNEXE 5**

**LOBES DE STABILITÉ ET MODE DE VIBRATION DES OUTILS *NIAGARA*,  
*SANDVIK COROMANT* ET *KENNAMETAL***

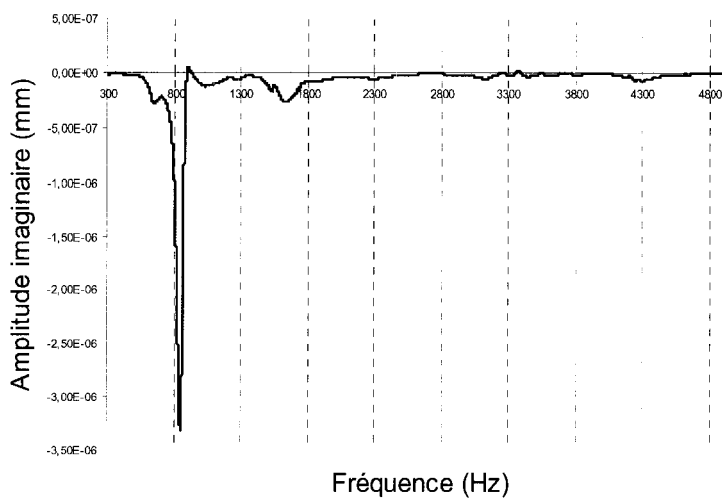


Figure 113 Graphique de l'amplitude vibratoire en fonction de la fréquence dans le sens de l'axe y pour l'outil *Imco Streaker End Mill*

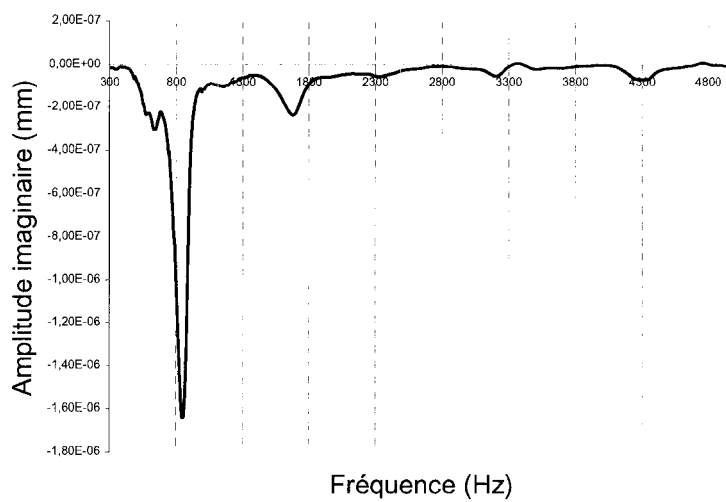


Figure 114 Graphique de l'amplitude vibratoire en fonction de la fréquence dans le sens de l'axe x pour l'outil *Imco Streaker End Mill*

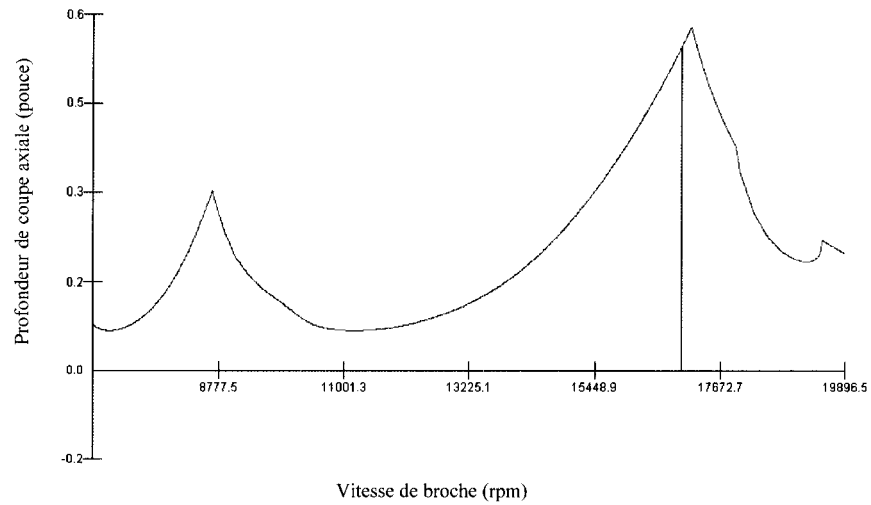


Figure 115 Lobes de stabilité pour l'outil *Niagara End Mill* à trois (3) flûtes avec immersion latérale de 7.112 mm

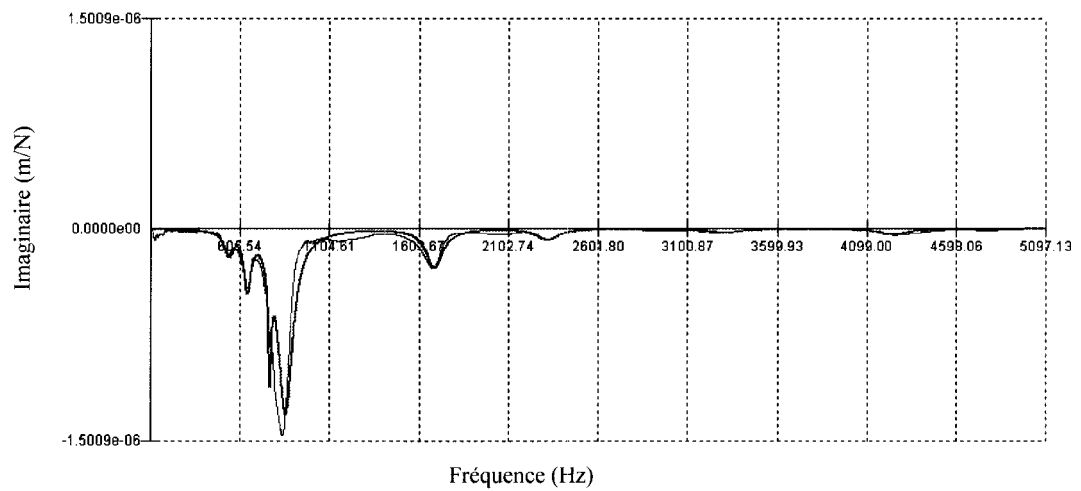


Figure 116 Mode de vibration pour l'outil *Niagara End Mill* trois (3) flûtes dans la direction de l'axe des  $x$  (855 Hz)

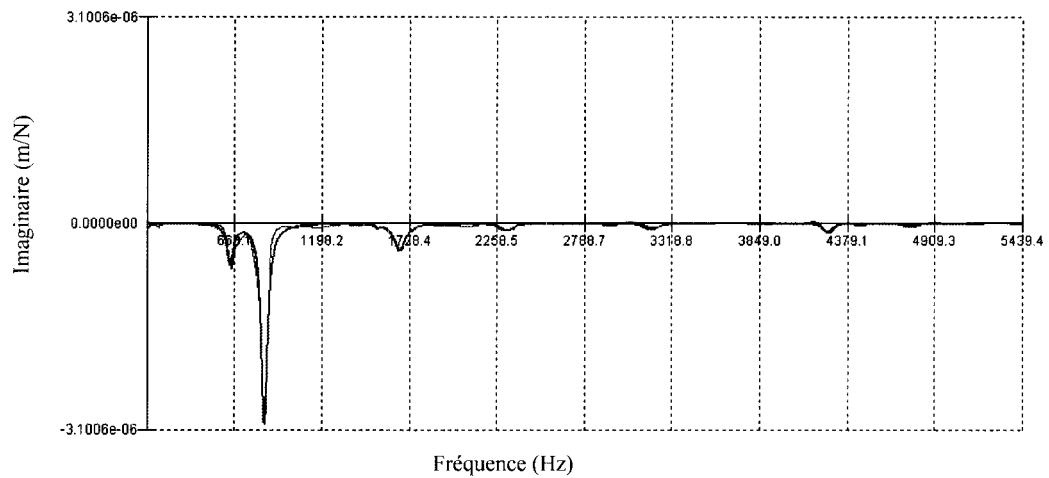


Figure 117 Mode de vibration pour l'outil *Niagara End Mill* trois (3) flûtes dans la direction de l'axe des  $y$  (844 Hz)

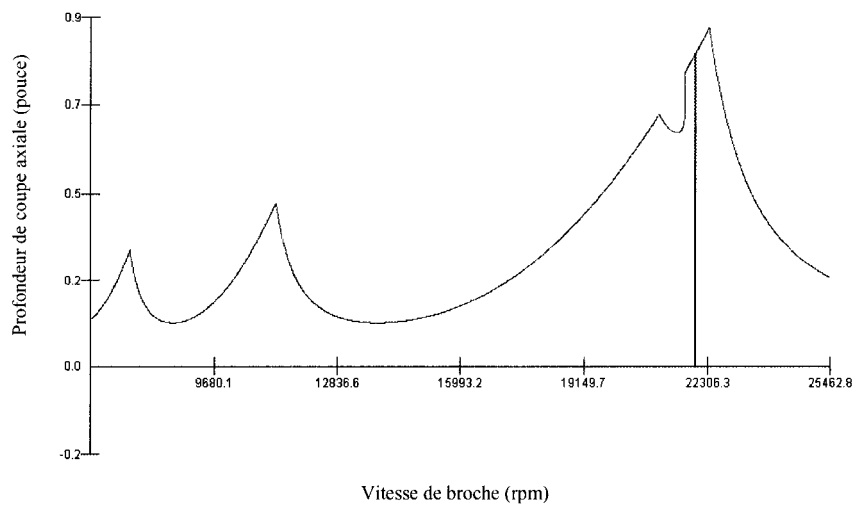


Figure 118 Lobes de stabilité pour l'outil *Sandvik Coromant* avec une immersion latérale de 3.175 mm



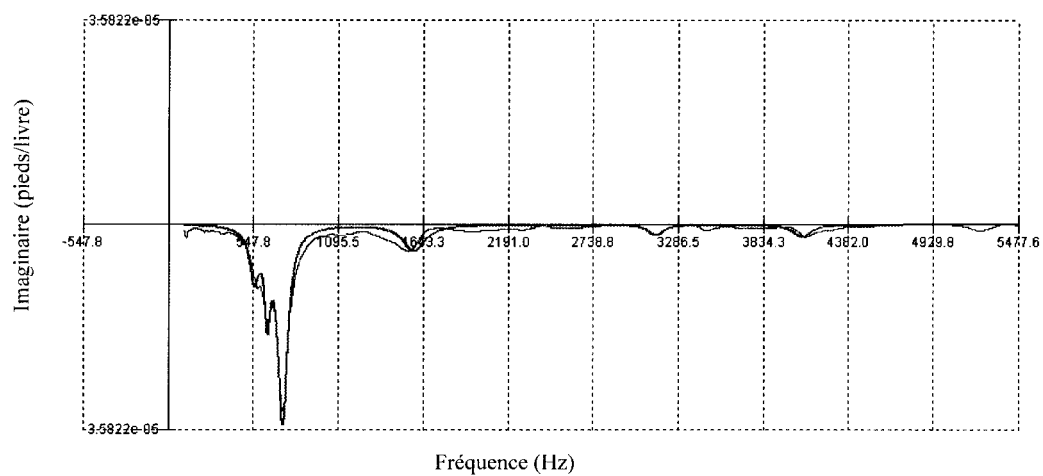


Figure 119 Mode de vibration pour l'outil *Sandvik Coromant* dans la direction de l'axe des  $x$  (730 Hz)

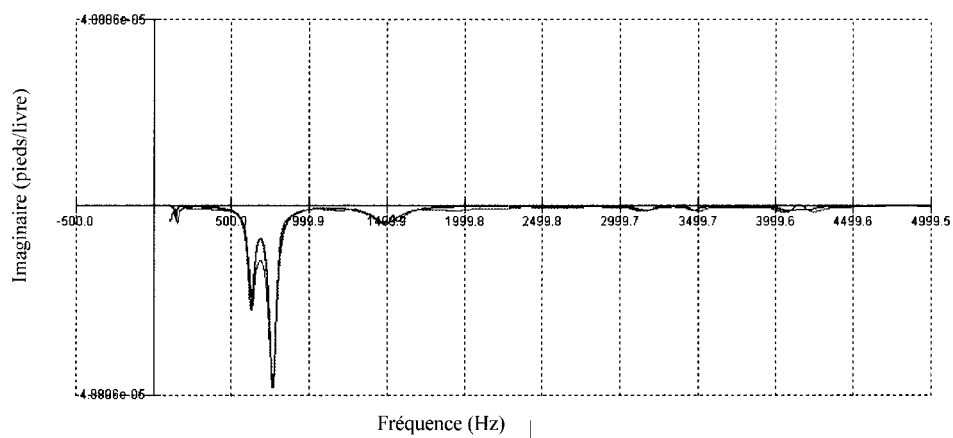


Figure 120 Mode de vibration pour l'outil *Sandvik Coromant* dans la direction de l'axe des  $y$  (750 Hz)

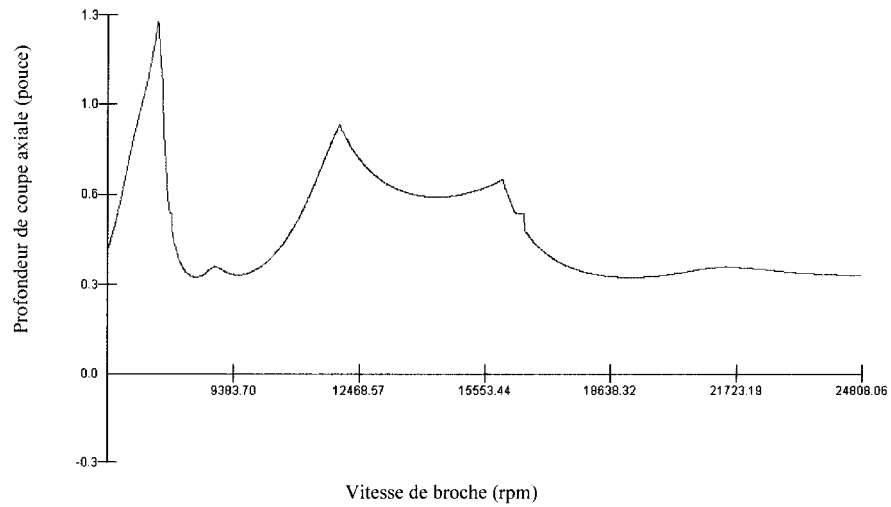


Figure 121 Lobes de stabilité pour l'outil *Kennametal* avec une immersion latérale de 25 mm

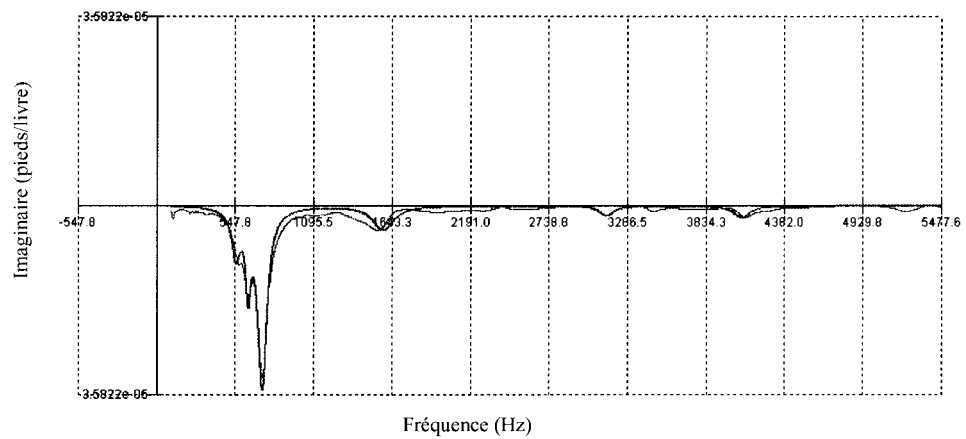


Figure 122 Mode de vibration pour l'outil *Kennametal* dans la direction de l'axe des  $x$  (730 Hz)

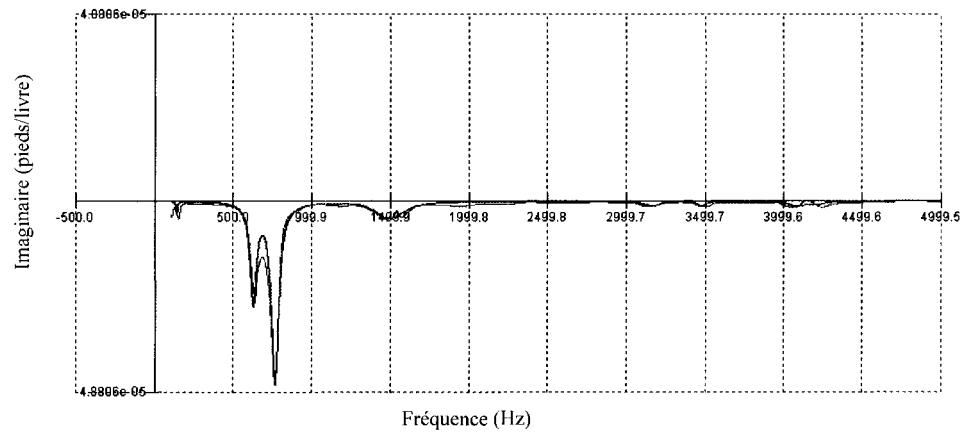


Figure 123 Mode de vibration pour l'outil *Kennametal* dans la direction de l'axe des  $y$  (750 Hz)

## **ANNEXE 6**

### **MATRICES ET VECTEURS DES MODÈLES ANALYTIQUES**

$$\alpha_{1 \times 14}^l = \begin{pmatrix} 3,04941 \\ -0,40281 \\ 0,14782 \\ -0,76659 \\ -0,16988 \\ -0,82750 \\ -0,05070 \\ 0,67478 \\ -0,15356 \\ 0,11068 \\ -0,21841 \\ -0,46323 \\ -0,14025 \\ -1,47792 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \text{Constante} \\ \text{Avance par dent (0.0635 mm)} \\ \text{Avance par dent (0.0889 mm)} \\ \text{Vitesse de broche (16 700 rpm)} \\ \text{Vitesse de broche (21 630 rpm)} \\ \text{Profondeur de coupe axiale (0.127 mm)} \\ \text{Avance par dent (0.0635 mm) * Vitesse de broche (16 700 rpm)} \\ \text{Avance par dent (0.0635 mm) * Vitesse de broche (21 630 rpm)} \\ \text{Avance par dent (0.0889 mm) * Vitesse de broche (16 700 rpm)} \\ \text{Avance par dent (0.0889 mm) * Vitesse de broche (21 630 rpm)} \\ \text{Avance par dent (0.0635 mm) * Profondeur de coupe axiale (0.127 mm)} \\ \text{Avance par dent (0.0889 mm) * Profondeur de coupe axiale (0.127 mm)} \\ \text{Vitesse de broche (16 700 rpm) * Profondeur de coupe axiale (0.127 mm)} \\ \text{Vitesse de broche (21 630 rpm) * Profondeur de coupe axiale (0.127 mm)} \end{pmatrix}$$



$$\alpha_{1 \times 10}^{II} = \begin{pmatrix} 1,33348 \\ 0,30069 \\ 0,03354 \\ 0,39602 \\ -0,38856 \\ -0,53640 \\ -0,46874 \\ -0,20848 \\ -0,49369 \\ 0,10516 \end{pmatrix} \leftarrow \begin{bmatrix} \text{Constante} \\ \text{Avance par dent (0.0635 mm)} \\ \text{Avance par dent (0.0889 mm)} \\ \text{Vitesse de broche (16 700 rpm)} \\ \text{Vitesse de broche (21 630 rpm)} \\ \text{Profondeur de coupe axiale (0.127 mm)} \\ \text{Avance par dent (0.0635 mm) * Profondeur de coupe axiale (0.127 mm)} \\ \text{Avance par dent (0.0889 mm) * Profondeur de coupe axiale (0.127 mm)} \\ \text{Vitesse de broche (16 700 rpm) * Profondeur de coupe axiale (0.127 mm)} \\ \text{Vitesse de broche (21 630 rpm) * Profondeur de coupe axiale (0.127 mm)} \end{bmatrix}$$

$$\beta_{10 \times 36}^{\text{II}} = \begin{pmatrix}
 1 & 1 & 0 & -1 & -1 & 1 & 1 & 0 & -1 & -1 \\
 1 & 1 & 0 & -1 & -1 & 1 & 1 & 0 & -1 & -1 \\
 1 & 1 & 0 & 0 & 1 & 1 & 1 & 0 & 0 & 1 \\
 1 & 1 & 0 & 0 & 1 & 1 & 1 & 0 & 0 & 1 \\
 1 & 1 & 0 & 1 & 0 & 1 & 1 & 0 & 1 & 0 \\
 1 & 1 & 0 & 1 & 0 & 1 & 1 & 0 & 1 & 0 \\
 1 & 0 & 1 & -1 & -1 & 1 & 0 & 1 & -1 & -1 \\
 1 & 0 & 1 & -1 & -1 & 1 & 0 & 1 & -1 & -1 \\
 1 & 0 & 1 & 0 & 1 & 1 & 0 & 1 & 0 & 1 \\
 1 & 0 & 1 & 0 & 1 & 1 & 0 & 1 & 0 & 1 \\
 1 & 0 & 1 & 1 & 0 & 1 & 0 & 1 & 1 & 0 \\
 1 & 0 & 1 & 1 & 0 & 1 & 0 & 1 & 1 & 0 \\
 1 & -1 & -1 & -1 & -1 & 1 & -1 & -1 & -1 & -1 \\
 1 & -1 & -1 & -1 & -1 & 1 & -1 & -1 & -1 & -1 \\
 1 & -1 & -1 & 0 & 1 & 1 & -1 & -1 & 0 & 1 \\
 1 & -1 & -1 & 0 & 1 & 1 & -1 & -1 & 0 & 1 \\
 1 & -1 & -1 & 1 & 0 & 1 & -1 & -1 & 1 & 0 \\
 1 & -1 & -1 & 1 & 0 & 1 & -1 & -1 & 1 & 0 \\
 1 & 1 & 0 & -1 & -1 & -1 & -1 & 0 & 1 & 1 \\
 * & * & * & * & * & * & * & * & * & * \\
 1 & 1 & 0 & 0 & 1 & -1 & -1 & 0 & 0 & -1 \\
 1 & 1 & 0 & 0 & 1 & -1 & -1 & 0 & 0 & -1 \\
 1 & 1 & 0 & 1 & 0 & -1 & -1 & 0 & -1 & 0 \\
 1 & 1 & 0 & 1 & 0 & -1 & -1 & 0 & -1 & 0 \\
 1 & 0 & 1 & -1 & -1 & -1 & 0 & -1 & 1 & 1 \\
 * & * & * & * & * & * & * & * & * & * \\
 1 & 0 & 1 & 0 & 1 & -1 & 0 & -1 & 0 & -1 \\
 1 & 0 & 1 & 0 & 1 & -1 & 0 & -1 & 0 & -1 \\
 1 & 0 & 1 & 1 & 0 & -1 & 0 & -1 & -1 & 0 \\
 1 & 0 & 1 & 1 & 0 & -1 & 0 & -1 & -1 & 0 \\
 * & * & * & * & * & * & * & * & * & * \\
 1 & -1 & -1 & -1 & -1 & -1 & 1 & 1 & 1 & 1 \\
 * & * & * & * & * & * & * & * & * & * \\
 1 & -1 & -1 & 0 & 1 & -1 & 1 & 1 & 0 & -1 \\
 1 & -1 & -1 & 1 & 0 & -1 & 1 & 1 & -1 & 0 \\
 1 & -1 & -1 & 1 & 0 & -1 & 1 & 1 & -1 & 0
 \end{pmatrix} \leftarrow \begin{matrix}
 \textit{Essai1} \\
 \textit{Essai2} \\
 \textit{Essai3} \\
 \textit{Essai4} \\
 \textit{Essai5} \\
 \textit{Essai6} \\
 \textit{Essai7} \\
 \textit{Essai8} \\
 \textit{Essai9} \\
 \textit{Essai10} \\
 \textit{Essai11} \\
 \textit{Essai12} \\
 \textit{Essai13} \\
 \textit{Essai14} \\
 \textit{Essai15} \\
 \textit{Essai16} \\
 \textit{Essai17} \\
 \textit{Essai18} \\
 \textit{Essai19} \\
 \textit{Essai20} \\
 \textit{Essai21} \\
 \textit{Essai22} \\
 \textit{Essai23} \\
 \textit{Essai24} \\
 \textit{Essai25} \\
 \textit{Essai26} \\
 \textit{Essai27} \\
 \textit{Essai28} \\
 \textit{Essai29} \\
 \textit{Essai30} \\
 \textit{Essai31} \\
 \textit{Essai32} \\
 \textit{Essai33} \\
 \textit{Essai34} \\
 \textit{Essai35} \\
 \textit{Essai36}
 \end{matrix}$$



$$\alpha_{1x9}^{\text{III}} = \begin{pmatrix} 1.28896 \\ -0.53920 \\ 0.10573 \\ -0.58219 \\ 1.22484 \\ 0.11847 \\ -0.63549 \\ -0.46900 \\ 0.51583 \end{pmatrix} \leftarrow \begin{bmatrix} \text{Constante} \\ \text{Profondeur de coupe axiale (1.270 mm)} \\ \text{Profondeur de coupe axiale (1.524 mm)} \\ \text{Vitesse de broche (18 000 rpm)} \\ \text{Vitesse de broche (21 800 rpm)} \\ \text{Profondeur de coupe axiale (1.270 mm) * Vitesse de broche (18 000 rpm)} \\ \text{Profondeur de coupe axiale (1.270 mm) * Vitesse de broche (21 800 rpm)} \\ \text{Profondeur de coupe axiale (1.524 mm) * Vitesse de broche (18 000 rpm)} \\ \text{Profondeur de coupe axiale (1.524 mm) * Vitesse de broche (21 800 rpm)} \end{bmatrix}$$

$$\beta_{9 \times 36}^{III} = \begin{pmatrix} 1 & 1 & 0 & -1 & -1 & -1 & -1 & 0 & 0 \\ 1 & 1 & 0 & -1 & -1 & -1 & -1 & 0 & 0 \\ 1 & 1 & 0 & 0 & 1 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ 1 & 1 & 0 & 0 & 1 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ 1 & 1 & 0 & 1 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 1 & 1 & 0 & 1 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 1 & 1 & 0 & -1 & -1 & -1 & -1 & 0 & 0 \\ 1 & 1 & 0 & -1 & -1 & -1 & -1 & 0 & 0 \\ 1 & 1 & 0 & 0 & 1 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ 1 & 1 & 0 & 0 & 1 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ 1 & 1 & 0 & 1 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 1 & 1 & 0 & 1 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 1 & 0 & 1 & -1 & -1 & 0 & 0 & -1 & -1 \\ 1 & 0 & 1 & -1 & -1 & 0 & 0 & -1 & -1 \\ 1 & 0 & 1 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 1 \\ 1 & 0 & 1 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 1 \\ 1 & 0 & 1 & 1 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \\ 1 & 0 & 1 & -1 & -1 & 0 & 0 & -1 & -1 \\ 1 & 0 & 1 & -1 & -1 & 0 & 0 & -1 & -1 \\ 1 & 0 & 1 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 1 \\ * & * & * & * & * & * & * & * & * \\ * & * & * & * & * & * & * & * & * \\ 1 & 0 & 1 & 1 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \\ * & * & * & * & * & * & * & * & * \\ 1 & -1 & -1 & -1 & -1 & 1 & 1 & 1 & 1 \\ 1 & -1 & -1 & 0 & 1 & 0 & -1 & 0 & -1 \\ 1 & -1 & -1 & 0 & 1 & 0 & -1 & 0 & -1 \\ 1 & -1 & -1 & 1 & 0 & -1 & 0 & -1 & 0 \\ 1 & -1 & -1 & 1 & 0 & -1 & 0 & -1 & 0 \\ 1 & -1 & -1 & -1 & -1 & 1 & 1 & 1 & 1 \\ 1 & -1 & -1 & -1 & -1 & 1 & 1 & 1 & 1 \\ * & * & * & * & * & * & * & * & * \\ 1 & -1 & -1 & 0 & 1 & 0 & -1 & 0 & -1 \\ 1 & -1 & -1 & 1 & 0 & -1 & 0 & -1 & 0 \\ * & * & * & * & * & * & * & * & * \end{pmatrix} \leftarrow \begin{matrix} \text{Essai1} \\ \text{Essai2} \\ \text{Essai3} \\ \text{Essai4} \\ \text{Essai5} \\ \text{Essai6} \\ \text{Essai7} \\ \text{Essai8} \\ \text{Essai9} \\ \text{Essai10} \\ \text{Essai11} \\ \text{Essai12} \\ \text{Essai13} \\ \text{Essai14} \\ \text{Essai15} \\ \text{Essai16} \\ \text{Essai17} \\ \text{Essai18} \\ \text{Essai19} \\ \text{Essai20} \\ \text{Essai21} \\ \text{Essai22} \\ \text{Essai23} \\ \text{Essai24} \\ \text{Essai25} \\ \text{Essai26} \\ \text{Essai27} \\ \text{Essai28} \\ \text{Essai29} \\ \text{Essai30} \\ \text{Essai31} \\ \text{Essai32} \\ \text{Essai33} \\ \text{Essai34} \\ \text{Essai35} \\ \text{Essai36} \end{matrix}$$

$\alpha_{\text{Ixt18}}^{\text{IV}} =$	2.47134	Constante
	-0.48880	Profondeur de coupe axiale (1.270 mm)
	0.26082	Profondeur de coupe axiale (1.524 mm)
	0.49131	Avance par dent (0.1270 mm)
	0.03095	Vitesse de broche (18 000 rpm)
	0.60744	Vitesse de broche (21 800 rpm)
	0.30660	Profondeur de coupe axiale (1.270 mm) * Avance par dent (0.1270 mm)
	-0.22919	Profondeur de coupe axiale (1.524 mm) * Avance par dent (0.1270 mm)
	0.45179	Profondeur de coupe axiale (1.270 mm) * Vitesse de broche (18 000 rpm)
	-0.84535	Profondeur de coupe axiale (1.270 mm) * Vitesse de broche (21 800 rpm)
	-0.11262	Profondeur de coupe axiale (1.524 mm) * Vitesse de broche (18 000 rpm)
	0.30441	Profondeur de coupe axiale (1.524 mm) * Vitesse de broche (21 800 rpm)
	-0.35268	Avance par dent (0.1270 mm) * Vitesse de broche (18 000 rpm)
	-0.31969	Avance par dent (0.1270 mm) * Vitesse de broche (21 800 rpm)
	-0.33446	Profondeur de coupe axiale (1.270 mm) * Avance par dent (0.1270 mm) * Vitesse de broche (18 000 rpm)
	0.72123	Profondeur de coupe axiale (1.270 mm) * Avance par dent (0.1270 mm) * Vitesse de broche (21 800 rpm)
	0.10305	Profondeur de coupe axiale (1.524 mm) * Avance par dent (0.1270 mm) * Vitesse de broche (18 000 rpm)
	-0.37526	Profondeur de coupe axiale (1.524 mm) * Avance par dent (0.1270 mm) * Vitesse de broche (21 800 rpm)

$\beta_{18 \times 36}^V =$	1	1	0	1	-1	-1	1	0	-1	-1	0	0	-1	-1	-1	-1	0	0	<i>Essai1</i>
	1	1	0	1	-1	-1	1	0	-1	-1	0	0	-1	-1	-1	-1	0	0	<i>Essai2</i>
	1	1	0	1	0	1	1	0	0	1	0	0	0	1	0	1	0	0	<i>Essai3</i>
	1	1	0	1	0	1	1	0	0	1	0	0	0	1	0	1	0	0	<i>Essai4</i>
	1	1	0	1	1	0	1	0	1	0	0	0	1	0	1	0	0	0	<i>Essai5</i>
	1	1	0	1	1	0	1	0	1	0	0	0	1	0	1	0	0	0	<i>Essai6</i>
	1	1	0	-1	-1	-1	-1	0	-1	-1	0	0	1	1	1	1	0	0	<i>Essai7</i>
	1	1	0	-1	-1	-1	-1	0	-1	-1	0	0	1	1	1	1	0	0	<i>Essai8</i>
	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*	<i>Essai9</i>
	1	1	0	-1	0	1	-1	0	0	1	0	0	0	-1	0	-1	0	0	<i>Essai10</i>
	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*	<i>Essai11</i>
	1	1	0	-1	1	0	-1	0	1	0	0	0	-1	0	-1	0	0	0	<i>Essai12</i>
	1	0	1	1	-1	-1	0	1	0	0	-1	-1	-1	-1	0	0	-1	-1	<i>Essai13</i>
	1	0	1	1	-1	-1	0	1	0	0	-1	-1	-1	-1	0	0	-1	-1	<i>Essai14</i>
	1	0	1	1	0	1	0	1	0	0	0	1	0	1	0	0	0	1	<i>Essai15</i>
	1	0	1	1	0	1	0	1	0	0	0	1	0	1	0	0	0	1	<i>Essai16</i>
	1	0	1	1	1	0	0	1	0	0	1	0	1	0	0	0	1	0	<i>Essai17</i>
	1	0	1	1	1	0	0	1	0	0	1	0	1	0	0	0	1	0	<i>Essai18</i>
	1	0	1	-1	-1	-1	0	-1	0	0	-1	-1	1	1	0	0	1	1	<i>Essai19</i>
	1	0	1	-1	-1	-1	0	-1	0	0	-1	-1	1	1	0	0	1	1	<i>Essai20</i>
	1	0	1	-1	0	1	0	-1	0	0	0	1	0	-1	0	0	0	-1	<i>Essai21</i>
	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*	<i>Essai22</i>
	1	0	1	-1	1	0	0	-1	0	0	1	0	-1	0	0	0	-1	0	<i>Essai23</i>
	1	0	1	-1	1	0	0	-1	0	0	1	0	-1	0	0	0	-1	0	<i>Essai24</i>
	1	-1	-1	1	-1	-1	-1	-1	1	1	1	1	-1	-1	1	1	1	1	<i>Essai25</i>
	1	-1	-1	1	-1	-1	-1	-1	1	1	1	1	-1	-1	1	1	1	1	<i>Essai26</i>
	1	-1	-1	1	0	1	-1	-1	0	-1	0	-1	0	1	0	-1	0	-1	<i>Essai27</i>
	1	-1	-1	1	0	1	-1	-1	0	-1	0	-1	0	1	0	-1	0	-1	<i>Essai28</i>
	1	-1	-1	1	1	0	-1	-1	-1	0	-1	0	1	0	-1	0	-1	0	<i>Essai29</i>
	1	-1	-1	1	1	0	-1	-1	-1	0	-1	0	1	0	-1	0	-1	0	<i>Essai30</i>
	1	-1	-1	-1	-1	-1	-1	1	1	1	1	1	1	1	-1	-1	-1	-1	<i>Essai31</i>
	1	-1	-1	-1	-1	-1	-1	1	1	1	1	1	1	1	-1	-1	-1	-1	<i>Essai32</i>
	1	-1	-1	-1	0	1	1	1	0	-1	0	-1	0	-1	0	1	0	1	<i>Essai33</i>
	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*	<i>Essai34</i>
	1	-1	-1	-1	1	0	1	1	-1	0	-1	0	-1	0	1	0	1	0	<i>Essai35</i>
	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*	<i>Essai36</i>

$$\alpha_{1 \times 12}^v = \begin{pmatrix} 0.821368 \\ -0.525598 \\ 0.219089 \\ 0.299623 \\ 0.054615 \\ -0.131255 \\ -0.057010 \\ -0.533544 \\ 0.044782 \\ 0.218311 \\ 0.260018 \\ -0.463791 \end{pmatrix} \leftarrow \begin{array}{l} \text{Constante} \\ \text{Profondeur de coupe axiale (1.270 mm)} \\ \text{Profondeur de coupe axiale (1.524 mm)} \\ \text{Vitesse de broche (18 000 rpm)} \\ \text{Vitesse de broche (21 800 rpm)} \\ \text{Type de pastilles (Céramique)} \\ \text{Profondeur de coupe axiale (1.270 mm) * Vitesse de broche (18 000 rpm)} \\ \text{Profondeur de coupe axiale (1.270 mm) * Vitesse de broche (21 800 rpm)} \\ \text{Profondeur de coupe axiale (1.524 mm) * Vitesse de broche (18 000 rpm)} \\ \text{Profondeur de coupe axiale (1.524 mm) * Vitesse de broche (21 800 rpm)} \\ \text{Vitesse de broche (18 000 rpm) * Type de pastilles (Céramique)} \\ \text{Vitesse de broche (21 800 rpm) * Type de pastilles (Céramique)} \end{array}$$



$$\alpha_{1 \times 12}^{VI} = \begin{pmatrix} 1.58215 \\ 0.00621 \\ 0.03594 \\ -0.01850 \\ 0.01940 \\ -0.02300 \\ 1.18180 \\ 0.02488 \\ 0.03439 \\ -0.01192 \\ 0.01365 \\ -0.02745 \end{pmatrix} \leftarrow \begin{array}{l} \text{Constante} \\ \text{Profondeur de coupe axiale (1.270 mm)} \\ \text{Profondeur de coupe axiale (1.524 mm)} \\ \text{Avance par dent (0.1270 mm)} \\ \text{Vitesse de broche (18 000 rpm)} \\ \text{Vitesse de broche (21 800 rpm)} \\ \text{Type de pastilles (Céramique)} \\ \text{Profondeur de coupe axiale (1.270 mm) * Type de pastilles (Céramique)} \\ \text{Profondeur de coupe axiale (1.524 mm) * Type de pastilles (Céramique)} \\ \text{Avance par dent (0.1270 mm) * Type de pastilles (Céramique)} \\ \text{Vitesse de broche (18 000 rpm) * Type de pastilles (Céramique)} \\ \text{Vitesse de broche (21 800 rpm) * Type de pastilles (Céramique)} \end{array}$$

$$\beta_{12 \times 36}^{VI} = \begin{pmatrix} 1 & 1 & 0 & 1 & -1 & -1 & 1 & 1 & 0 & 1 & -1 & -1 \\ 1 & 1 & 0 & 1 & -1 & -1 & -1 & -1 & 0 & -1 & 1 & 1 \\ 1 & 1 & 0 & 1 & 0 & 1 & 1 & 1 & 0 & 1 & 0 & 1 \\ 1 & 1 & 0 & 1 & 0 & 1 & -1 & -1 & 0 & -1 & 0 & -1 \\ 1 & 1 & 0 & 1 & 1 & 0 & 1 & 1 & 0 & 1 & 1 & 0 \\ 1 & 1 & 0 & 1 & 1 & 0 & -1 & -1 & 0 & -1 & -1 & 0 \\ 1 & 1 & 0 & -1 & -1 & -1 & 1 & 1 & 0 & -1 & -1 & -1 \\ 1 & 1 & 0 & -1 & -1 & -1 & -1 & -1 & 0 & 1 & 1 & 1 \\ * & * & * & * & * & * & * & * & * & * & * & * \\ 1 & 1 & 0 & -1 & 0 & 1 & -1 & -1 & 0 & 1 & 0 & -1 \\ 1 & 1 & 0 & -1 & 1 & 0 & 1 & 1 & 0 & -1 & 1 & 0 \\ 1 & 1 & 0 & -1 & 1 & 0 & -1 & -1 & 0 & 1 & -1 & 0 \\ 1 & 0 & 1 & 1 & -1 & -1 & 1 & 0 & 1 & 1 & -1 & -1 \\ 1 & 0 & 1 & 1 & -1 & -1 & -1 & 0 & -1 & -1 & 1 & 1 \\ * & * & * & * & * & * & * & * & * & * & * & * \\ 1 & 0 & 1 & 1 & 0 & 1 & -1 & 0 & -1 & -1 & 0 & -1 \\ 1 & 0 & 1 & 1 & 1 & 0 & 1 & 0 & 1 & 1 & 1 & 0 \\ 1 & 0 & 1 & 1 & 1 & 0 & -1 & 0 & -1 & -1 & -1 & 0 \\ 1 & 0 & 1 & -1 & -1 & -1 & 1 & 0 & 1 & -1 & -1 & -1 \\ 1 & 0 & 1 & -1 & -1 & -1 & -1 & 0 & -1 & 1 & 1 & 1 \\ 1 & 0 & 1 & -1 & 0 & 1 & 1 & 0 & 1 & -1 & 0 & 1 \\ 1 & 0 & 1 & -1 & 0 & 1 & -1 & 0 & -1 & 1 & 0 & -1 \\ 1 & 0 & 1 & -1 & 1 & 0 & 1 & 0 & 1 & -1 & 1 & 0 \\ * & * & * & * & * & * & * & * & * & * & * & * \\ * & * & * & * & * & * & * & * & * & * & * & * \\ 1 & -1 & -1 & 1 & -1 & -1 & -1 & 1 & 1 & -1 & 1 & 1 \\ 1 & -1 & -1 & 1 & 0 & 1 & 1 & -1 & -1 & 1 & 0 & 1 \\ 1 & -1 & -1 & 1 & 0 & 1 & -1 & 1 & 1 & -1 & 0 & -1 \\ * & * & * & * & * & * & * & * & * & * & * & * \\ 1 & -1 & -1 & 1 & 1 & 0 & -1 & 1 & 1 & -1 & -1 & 0 \\ * & * & * & * & * & * & * & * & * & * & * & * \\ 1 & -1 & -1 & -1 & -1 & -1 & -1 & 1 & 1 & 1 & 1 & 1 \\ * & * & * & * & * & * & * & * & * & * & * & * \\ 1 & -1 & -1 & -1 & 0 & 1 & -1 & 1 & 1 & 1 & 0 & -1 \\ 1 & -1 & -1 & -1 & 1 & 0 & 1 & -1 & -1 & -1 & 1 & 0 \\ 1 & -1 & -1 & -1 & 1 & 0 & -1 & 1 & 1 & 1 & -1 & 0 \end{pmatrix} \leftarrow \begin{matrix} \text{Essai1} \\ \text{Essai2} \\ \text{Essai3} \\ \text{Essai4} \\ \text{Essai5} \\ \text{Essai6} \\ \text{Essai7} \\ \text{Essai8} \\ \text{Essai9} \\ \text{Essai10} \\ \text{Essai11} \\ \text{Essai12} \\ \text{Essai13} \\ \text{Essai14} \\ \text{Essai15} \\ \text{Essai16} \\ \text{Essai17} \\ \text{Essai18} \\ \text{Essai19} \\ \text{Essai20} \\ \text{Essai21} \\ \text{Essai22} \\ \text{Essai23} \\ \text{Essai24} \\ \text{Essai25} \\ \text{Essai26} \\ \text{Essai27} \\ \text{Essai28} \\ \text{Essai29} \\ \text{Essai30} \\ \text{Essai31} \\ \text{Essai32} \\ \text{Essai33} \\ \text{Essai34} \\ \text{Essai35} \\ \text{Essai36} \end{matrix}$$



$$\alpha_{1 \times 8}^{\text{VII}} = \begin{pmatrix} 1.55698 \\ -0.26198 \\ 0.07336 \\ 0.14119 \\ 1.14679 \\ -0.25639 \\ 0.06197 \\ 0.13690 \end{pmatrix} \Leftarrow \begin{bmatrix} \text{Constante} \\ \text{Profondeur de coupe axiale (1.270 mm)} \\ \text{Profondeur de coupe axiale (1.524 mm)} \\ \text{Avance par dent (0.1270 mm)} \\ \text{Type de pastilles (Céramique)} \\ \text{Profondeur de coupe axiale (1.270 mm)*Type de pastilles (Céramique)} \\ \text{Profondeur de coupe axiale (1.524 mm)*Type de pastilles (Céramique)} \\ \text{Avance par dent (0.1270 mm) * Type de pastilles (Céramique)} \end{bmatrix}$$

$$\beta_{8 \times 36}^{VII} = \begin{pmatrix} 1 & 1 & 0 & 1 & 1 & 1 & 0 & 1 \\ 1 & 1 & 0 & 1 & -1 & -1 & 0 & -1 \\ 1 & 1 & 0 & 1 & 1 & 1 & 0 & 1 \\ 1 & 1 & 0 & 1 & -1 & -1 & 0 & -1 \\ 1 & 1 & 0 & 1 & 1 & 1 & 0 & 1 \\ 1 & 1 & 0 & 1 & -1 & -1 & 0 & -1 \\ * & * & * & * & * & * & * & * \\ 1 & 1 & 0 & -1 & -1 & -1 & 0 & 1 \\ 1 & 1 & 0 & -1 & 1 & 1 & 0 & -1 \\ 1 & 1 & 0 & -1 & -1 & -1 & 0 & 1 \\ 1 & 1 & 0 & -1 & 1 & 1 & 0 & -1 \\ 1 & 1 & 0 & -1 & -1 & -1 & 0 & 1 \\ 1 & 0 & 1 & 1 & 1 & 0 & 1 & 1 \\ 1 & 0 & 1 & 1 & -1 & 0 & -1 & -1 \\ 1 & 0 & 1 & 1 & 1 & 0 & 1 & 1 \\ 1 & 0 & 1 & 1 & -1 & 0 & -1 & -1 \\ 1 & 0 & 1 & 1 & 1 & 0 & 1 & 1 \\ 1 & 0 & 1 & 1 & -1 & 0 & -1 & -1 \\ 1 & 0 & 1 & -1 & 1 & 0 & 1 & -1 \\ 1 & 0 & 1 & -1 & -1 & 0 & -1 & 1 \\ 1 & 0 & 1 & -1 & 1 & 0 & 1 & -1 \\ 1 & 0 & 1 & -1 & -1 & 0 & -1 & 1 \\ 1 & -1 & -1 & 1 & 1 & -1 & -1 & 1 \\ 1 & -1 & -1 & 1 & -1 & 1 & 1 & -1 \\ 1 & -1 & -1 & 1 & 1 & -1 & -1 & 1 \\ 1 & -1 & -1 & 1 & -1 & 1 & 1 & -1 \\ 1 & -1 & -1 & 1 & 1 & -1 & -1 & 1 \\ 1 & -1 & -1 & 1 & -1 & 1 & 1 & -1 \\ 1 & -1 & -1 & -1 & 1 & -1 & -1 & -1 \\ 1 & -1 & -1 & -1 & -1 & 1 & 1 & 1 \\ 1 & -1 & -1 & -1 & 1 & -1 & -1 & -1 \\ 1 & -1 & -1 & -1 & -1 & 1 & 1 & 1 \\ 1 & -1 & -1 & -1 & 1 & -1 & -1 & -1 \\ 1 & -1 & -1 & -1 & -1 & 1 & 1 & 1 \end{pmatrix} \leftarrow \begin{matrix} \text{Essai1} \\ \text{Essai2} \\ \text{Essai3} \\ \text{Essai4} \\ \text{Essai5} \\ \text{Essai6} \\ \text{Essai7} \\ \text{Essai8} \\ \text{Essai9} \\ \text{Essai10} \\ \text{Essai11} \\ \text{Essai12} \\ \text{Essai13} \\ \text{Essai14} \\ \text{Essai15} \\ \text{Essai16} \\ \text{Essai17} \\ \text{Essai18} \\ \text{Essai19} \\ \text{Essai20} \\ \text{Essai21} \\ \text{Essai22} \\ \text{Essai23} \\ \text{Essai24} \\ \text{Essai25} \\ \text{Essai26} \\ \text{Essai27} \\ \text{Essai28} \\ \text{Essai29} \\ \text{Essai30} \\ \text{Essai31} \\ \text{Essai32} \\ \text{Essai33} \\ \text{Essai34} \\ \text{Essai35} \\ \text{Essai36} \end{matrix}$$

## ANNEXE 7

**DÉFINITION DE  $R_a$  ET  $R_{vk}$ .**

### Définition de la rugosité moyenne $R_a$ .

La rugosité moyenne  $R_a$  se définit<sup>19</sup> par l'aire entre le profil de rugosité et sa ligne moyenne telle qu'illustrée à la Figure 124. En d'autres termes c'est l'intégrale de la valeur absolue de la hauteur du profil de rugosité sur la longueur de la prise de mesure ( $L$ ) telle que décrite par l'équation (7.1).

$$R_a = \frac{1}{L} \int_0^L |r(x)| dx \quad (7.1)$$

Lorsque la rugosité moyenne est évaluée par le biais de données digitales, l'intégrale est approximée par la règle du trapèze équation (7.2). La longueur totale d'évaluation doit être prélevée en cinq (5) échantillons de longueur égale ( $l$ ).

$$R_a = \frac{1}{N} \sum_{n=1}^N |r_n| \quad (7.2)$$

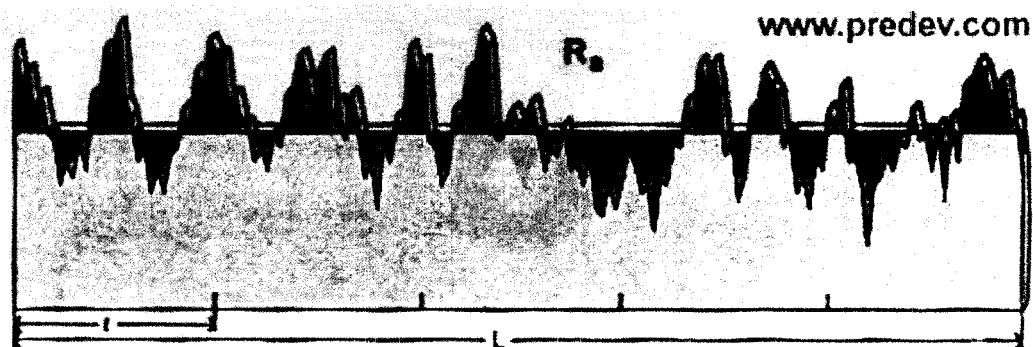


Figure 124 Représentation graphique pour le calcul de la rugosité moyenne  $R_a$

<sup>19</sup> La définition de  $R_a$  provient de la norme ASME B46.1 2002 'Surface Texture, Surface Roughness, Waviness and Lay'.

### Définition de l'estimé de la profondeur des vallées $R_{vk}$ .

L'estimé de la profondeur des vallées  $R_{vk}$ <sup>20</sup> est utilisé pour évaluer la profondeur des vallées qui retiennent le lubrifiant dans une pièce en fonction. Ce paramètre peut être obtenu géométriquement par la construction de la courbe du ratio de roulement (*Bearing Ratio Curve*) et de l'équation (7.3).

$$R_{vk} = \frac{2 \cdot 100\% A_2}{100\% - MR_2} \quad (7.3)$$

$A_2$  est défini par le volume de rétention d'huile alors que  $MR_2$  est la fraction de la surface qui supporte la charge durant la vie utile de la pièce alors que  $100\% - MR_2$  consiste en la surface des vallées qui retiennent l'huile. La surface équivalente du paramètre  $R_{vk}$  est illustrée sur la courbe de la Figure 125.

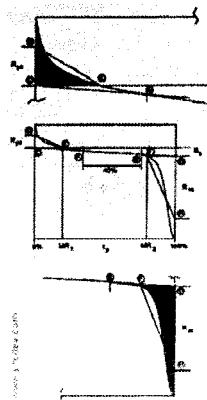


Figure 125 Représentation graphique de l'aire de roulement de la courbe

---

<sup>20</sup> La définition de  $R_{vk}$  provient de la norme ASME B46.1 2002 '*Surface Texture, Surface Roughness, Waviness and Lay*'.

**ANNEXE 8**

**PUBLICATION PLAN D'EXPÉRIENCES #1**

### Aluminum Alloy 7050 T7451 Thin Wall High-Speed Machining Parts Study

J.P. Michaud, V. Songmene, and A. Tahan

*École de technologie supérieure (ETS)  
Department of Mechanical Engineering  
1100 rue Notre-Dame Ouest  
Montréal, Québec, H3C 1K3, Canada  
Tel.: (514) 396-8869; Fax: (514) 396-8530*

#### ABSTRACT

The machining of thin wall parts, often used in the aeronautical industry still creates a number of problems, including panel deformation. Quality and productivity are often affected. This study seeks to determine the optimal conditions for cutting in order to guarantee a competitive fabrication of parts while still maintaining quality and delivery deadlines. The studied model (Spar) is a typical structural part used in the assembly of airplane wings.

The main objective of this study was to improve two performance aspects: surface quality finish (quality criteria) and the rate of cutting by stock removal (economic criteria). To achieve this objective, we used an evaluation process of the geometrical error issuing from the machine-tool. We also determined the stability zones of the machine-tool's dynamic system. Finally, a series of high-speed machining tests (finishing cuts) were conducted using an experimental structured approach (16 000 - 24 000 rpm). Profile measures of surface roughness and cycle times registered during trials allowed us to establish optimal cutting conditions. Surface roughness improved as well as cutting by stock removal. Four parameters were taken into consideration: axial depth of cut, chip load, spindle speed, and cutting fluid. Finally, the influence of the type of cutting fluid was evaluated to show that it did not significantly affect machining results.

**Key words:** Aluminum, Thin Wall, Machining, Surface Roughness, Productivity

## 1. INTRODUCTION

New management principles within the industry are looking to reduce the total cost of acquiring parts. Production costs, purchasing, maintenance, and guarantee are therefore targets. These costs are directly influenced by production speed and the life span of parts. High speed machining (HSM) has therefore become a competitive and attractive means of production within the aeronautical industry. High speed machining optimization parameters allow for better rates of metal-cutting. Meanwhile there must be a guarantee for required surface finishes. On the other hand, this production method reveals instability that can cause geometric deviations and surface finish defects.

The regenerative vibration phenomenon in the so-called high-speed machining process causes severe limitations to the real usage of machine tools compared to their theoretical capacity. For more than a decade, many projects were undertaken with the objective of identifying stability zones (and therefore performance) of machine-tools [1-4]. Various models were thus developed to identify stability zones without chatter and those in which the risk of chatter was high. The latter were based on the dynamics of machining, chip thickness, cutting resistance, vibration, and the surface finishes generated by the tools. Many regenerative vibration control strategies can be used, varying cutting parameters, improvements to spindle rigidity, passive vibration control, and active control by injecting a counter-vibration [5]. Despite all these efforts, the stability of the process can be affected by parametric variations in the immediate environment of the entire machine-tool-part. The wear of cutting tools, spindle movement on the machine axle, and the change in the wall parts' rigidity during machining are but some of the influential parameters for high performance machining.

Certain studies concentrate on the wear of cutting tools in order to establish prediction models that allow an optimal change to the tool before the critical threshold of wear and tear is reached and parts affected by vibration [6, 7]. These studies were conducted on specific tools, whereas the industry proposes a vast array of cutting tools.

Machining parameters such as depth of cut, spindle speed, and chip load are the targets of various research. These parameters have the reputation for having a significant influence on the vibratory state. Certain methods using statistical analysis of experimental results were used to establish optimization models such as full factorial experiment plans, or according to the Taguchi method [8, 9]. Research results show the importance of various parameters of influence on the resulting surface finish.

The following document focuses on an experimental study of high-speed machining in aluminum alloy 7050 T7451. This alloy is used in the making of airplane structures which are composed of a multitude of thin wall pockets, as shown in fig. 1. These parts play an extremely vital function in terms of wing support. This study's main objective is modeling the machining parameters in order to achieve an optimal surface roughness during finishing cut radiuses (concentration constraint zones). The latter were built with a long lift tool with two flutes that is susceptible to deflection during the application of strong cutting force. The experimental full factorial design plan was



studied in order to determine a model which allows for optimal machining parameters: respect of surface finish for a maximum rate of metal cutting.



fig. 1 - High Speed Machined Spar with 5 Axis Center (Forging)

## 2. EXPERIMENTAL PROCEDURE

### 2.1 Machine

The machine used in this study is a five axis machine centre, model *Fidia* K411 combined with a numerical controller C20 (fig. 2). Spindle speeds can reach up to 24 000 rpm. Spindle movement along axes ( $x, y, z$ ) are 4200 mm, 1100 mm and 1000 mm respectively. The linear speed of the axial feed cannot exceed 2400 mm/min. The maximum force is 55kW. Maximum continuous cut provided by this machine varies within a range of 31-88 Nm.



fig. 2 - *Fidia* K411 - C20

A vibratory analysis of the entire machine-tool according to methods developed by Engin and Altintas [1,2] allowed us to identify stability lobes for the machine's operation fig. 3. This technology permits an overview of the operating windows location. An accelerometer installed in the cutting tool identifies the transfer function of the entire machine-tool after it has been impacted by a hammer. Recording hit force and its dynamic response permitted us to obtain the necessary data for calculation of vibration modes shown in fig. 4. This operation took place in directions  $x$  and  $y$ . Many impact tests in each direction were repeated in order to obtain accurate and reliable averages.

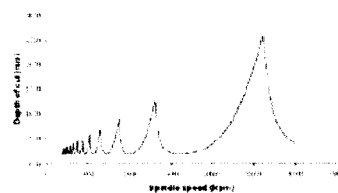


fig. 3 - Stability Lobes for *Fidias* K411 and Tool *Imco Streaker* 33572 1247CR.

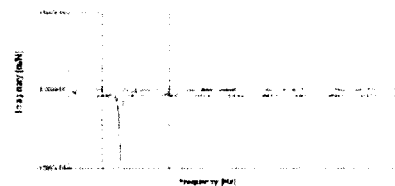


fig. 4 - Graph of Natural Frequency and Vibration Modes  $y$  Axis Direction.

Trial cuts and acoustic measures were also necessary in order to validate function stability at the various selected cut parameters. The goal was to ensure that these

parameters would not provoke regenerative vibrations during the passage of the tool in a work piece, as proposed by Solis [4].

Geometric error of the machining centre was characterized by undergoing a *Ball-Bar* test with QC10 equipment built by *Renishaw*. This test allowed us to discern and quantify the many geometric concentricity mistakes of positioning, as well as to demonstrate the inaccuracies induced by the machining centre controller.

The *Ball-Bar* test was conducted on three positions  $xy$ ,  $yz$  and  $xz$ . The test consisted of simple movement commands by the controller of the machining centre to execute a clockwise rotation and a counter-clockwise rotation. During these rotations, the instruments measured every deviation of the theoretical circle. The *Renishaw* software processed the data according to ASME B5.54 standards in order to create a graph of the results in  $xy$ ,  $yz$  (fig. 5) and  $xz$  positions. Deviation principles observed on the *Fidia* centre are shown in Table 1.

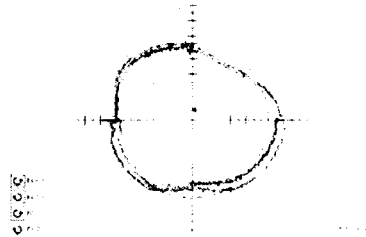


fig. 5 - Ball-Bar Graph Plan  $yz$

Table 1 – Ball-Bar Test Results

Maximum errors (mm) on command of a circle radius = 304.800 mm			
Error type	Plane $xy$	Plane $yz$	Plane $xz$
Best fit radius	300.019	300.012	300.013
Positional tolerance	0.113	0.082	0.091
Circularity	0.019	0.027	0.027

## 2.2 Cutting Tool

For this study we used an End Mill *Imco Streaker* carbide model with two flutes (#33572 1247CR) whose shaft diameter and cut section are 19.042 mm with a modified nose radius of 6.238 mm. The tool's helix angle measures  $45.018^\circ$  while the axial and radial rake angles are respectively  $-0.429^\circ$  and  $15.829^\circ$ . The axial gash angle measures  $45^\circ$  and the cutting edge length has been modified to a dimension of 26.238 mm. The tool will execute radius finishes at the base of thin wall spars. The same tool will be used throughout all tests, solely for finishing cuts.

## 2.3 Work Pieces Material

The 7050 T7451 aluminum alloy is a material used mostly in the aeronautical and aerospace fields for its mechanical qualities, as well as its resistance to corrosion and cracking. Also, the alloy offers resistance and hardness to applied pressures and exfoliation. These types of aluminum are less sensitive to temperature variations than other soft metal alloys used in the transport industry. Table 2 shows the chemical

composition of this material used in the experiments. The tensile and rupture strengths of this material are 510 MPa and 441 MPa.

Table 2 - Chemical Composition of Al 7050 T7451 (weight %)

Si	0.12	Mg	1.9-2.6	Ti	0.06
Fe	0.15	Cr	0.04	Others each	0.5
Cu	2.0-2.6	Zn	5.7-6.7	Others total	0.15
Mn	0.10	Zr	0.08-0.115	Balance	Al

Note : Value maximum if range not shown

#### 2.4 Experimental Plan

This study presents a full factorial design of experiment with four factors which will be conducted on a piece whose geometry is identical to one of the Spar pockets (fig. 6). The first factor will be the chip load (3 levels: 0.0635 mm, 0.0889 mm and 0.1143 mm). Spindle speed is the second factor (3 levels: 16 700, 21 630 and 24 000 rpm). For their part, a cutting oil jet and an air-pressure jet of 620.5 kPa are used as a third study parameter. Finally, the axial depth of cut was programmed for levels 0.127 and 1.016 mm while the radial depth of cut stayed constant at 7.112 mm. A total of 36 trials were conducted. Each test used a different combination and respected a full factorial design of experiment as described by Montgomery [10]. The matrix for the 36 tests is presented in Table 3.

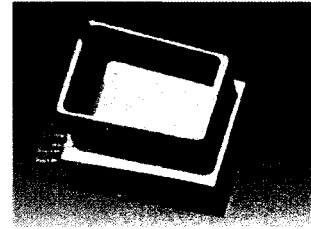


fig 6 - Test bloc 3D model

Table 3 - Non Randomized Matrix of Experiments

Test #	Chip Loads (mm)	Spindle speeds (rpm)	Fluids	Axial depth of cut (mm)	Test #	Chip Loads (mm)	Spindle speeds (rpm)	Fluids	Axial depth of cut (mm)
1	0.0635	24000	Air	0.127	19	0.0635	24000	Air	1.016
2	0.0635	24000	Oil	0.127	20	0.0635	24000	Oil	1.016
3	0.0635	21630	Air	0.127	21	0.0635	21630	Air	1.016
4	0.0635	21630	Oil	0.127	22	0.0635	21630	Oil	1.016
5	0.0635	16700	Air	0.127	23	0.0635	16700	Air	1.016
6	0.0635	16700	Oil	0.127	24	0.0635	16700	Oil	1.016
7	0.0889	24000	Air	0.127	25	0.0889	24000	Air	1.016
8	0.0889	24000	Oil	0.127	26	0.0889	24000	Oil	1.016
9	0.0889	21630	Air	0.127	27	0.0889	21630	Air	1.016
10	0.0889	21630	Oil	0.127	28	0.0889	21630	Oil	1.016
11	0.0889	16700	Air	0.127	29	0.0889	16700	Air	1.016
12	0.0889	16700	Oil	0.127	30	0.0889	16700	Oil	1.016
13	0.1143	24000	Air	0.127	31	0.1143	24000	Air	1.016
14	0.1143	24000	Oil	0.127	32	0.1143	24000	Oil	1.016
15	0.1143	21630	Air	0.127	33	0.1143	21630	Air	1.016
16	0.1143	21630	Oil	0.127	34	0.1143	21630	Oil	1.016
17	0.1143	16700	Air	0.127	35	0.1143	16700	Air	1.016
18	0.1143	16700	Oil	0.127	36	0.1143	16700	Oil	1.016

This design of experiment study allowed us to measure radius surface roughness located at the root of each piece's thin walls with the help of surface indicator *Mitutoyo*

*SJ-400*. The test response that we were looking for are the  $R_a$  and the  $R_z$  at the beginning of the radius (position #1), in the middle (position #2) and at the end (position #3). With the help of these results, the identification of maximum value  $R_z$  within the three positions was chosen as a second response in order to reduce the depth of valleys in relation to the surface's main plateau.

### 3 RESULTS AND DISCUSSIONS

The analysis of cutting influence parameters on our results targeted the effects of surface roughness  $R_z$  in position #2. The latter corresponds to the middle of the finishing cut radius and is the one most likely to provoke regenerative vibrations due to the inferior rigidity of the thin wall tangent to the radius. The weak correlations obtained during variance analysis did not allow us to converge toward a sufficiently correlated model in order to predict the surface roughness of  $R_z$  in position #2. Secondly, the study of the cutting influence parameters on the maximum surface finish of positions #1, #2 et #3 (noted  $R_{z, \max(1,2,3)}$ ) was undertaken in order to obtain a prediction model for the radius roughness ( $R_z$ ) on its length. Finally, the studies targeted the identification of a prediction model of parameter  $R_z$ , since its minimization implies an increase of structural resistance to fatigue. Table 4 presents surface roughness readings obtained during 36 cutting trials.

Table 4 - Matrix of Surface Finish Responses

#Test	Ra 1 (µm)	Rvk 1 (µm)	Ra 2 (µm)	Rvk 2 (µm)	Ra 3 (µm)	Rvk 3 (µm)	Ra max 123 (µm)	Rvk max 123 (µm)
1	3.59655	1.76454	2.39415	0.55411	0.40982	0.2428	3.59655	1.76454
2	3.51635	0.83645	3.44483	1.11627	0.37975	0.3302	3.44483	1.11627
3	0.42163	0.26261	0.60105	0.25872	0.41566	0.34277	0.60105	0.25872
4	0.41423	0.42567	0.5375	0.26591	0.38525	0.27501	0.5375	0.26591
5	0.4031	0.29416	0.6525	0.32065	0.428	0.23246	0.6525	0.32065
6	0.41048	0.27376	0.7077	0.24341	0.44975	0.26741	0.7077	0.27376
7	4.27738	0.99347	2.77093	1.18245	0.31103	0.41044	4.27738	1.18245
8	4.47228	0.4174	0.83233	0.66424	0.30545	0.2541	4.47228	0.66424
9	0.47508	0.44397	0.5753	0.40204	0.3588	0.52742	0.5753	0.40204
10	0.1508	0.5412	0.9205	0.38199	0.3735	0.25362	0.9205	0.38199
11	0.447	0.38334	0.4123	0.5685	0.36895	0.24143	0.447	0.38334
12	0.4477	0.34862	0.64558	0.34234	0.40655	0.24046	0.64558	0.34234
13	2.17393	0.57496	4.20853	0.80583	0.3359	0.32542	4.20853	0.80583
14	4.14033	1.95425	0.48255	0.46703	0.28713	0.25319	4.14033	1.95425
15	0.43043	0.47673	0.38323	0.17436	0.33145	0.43525	0.43043	0.47673
16	0.6224	0.76401	0.40815	0.27757	0.37435	0.2907	0.6224	0.76401
17	2.7256	0.79444	2.07955	0.1588	0.2798	0.17744	2.7256	0.79444
18	2.69305	1.88521	2.27146	1.68572	0.3502	0.37972	2.69305	1.88521
19	0.35218	0.39252	0.88713	0.17737	2.2622	1.04651	0.35218	0.39252
20	2.73238	0.12774	2.28803	0.47894	2.72983	2.04657	2.73238	0.47894
21	0.29123	0.27806	0.4105	0.18628	3.51435	3.03672	3.51435	3.03672
22	0.41723	0.27805	0.4192	0.21918	5.7421	2.37168	5.7421	2.37168
23	0.42823	0.17469	4.6903	0.28123	2.46313	4.59219	4.6903	0.28123
24	0.57613	0.24003	0.43763	0.02347	2.92755	2.54323	2.92755	2.54323
25	2.08608	1.21354	2.7915	2.38291	2.27218	1.13561	2.7915	2.38291
26	0.58598	0.26361	0.83025	0.05496	4.78515	7.20187	4.78515	7.20187
27	0.3135	0.23533	0.35563	0.2364	0.60015	0.78956	0.60015	0.78956
28	0.38913	0.26182	0.45003	0.33234	5.29815	1.32705	5.29815	1.32705
29	0.30568	0.47201	2.22635	2.83253	3.347	2.78629	3.347	2.78629
30	0.43638	0.41271	4.68778	0.14292	2.35003	3.8134	4.68778	0.41271
31	3.48638	1.28029	2.2424	0.07090	3.58333	5.24304	3.58333	5.24304
32	2.23628	0.80356	0.88835	0.15469	3.25185	0.82621	3.25185	0.80356
33	0.36583	0.16247	0.47283	0.30406	4.36305	2.35737	4.36305	0.30406
34	0.42318	0.30703	0.4349	0.16278	2.2381	0.05524	0.42318	0.30703
35	0.39913	0.21251	2.87855	0.28352	2.102	0.74802	2.87855	0.21251
36	2.88908	2.22413	0.29123	0.26165	2.38145	1.97604	2.88908	2.22413

\* Measurement error from Surfpack of Mitutoyo SJ400

Since the cutting time for each test was very limited, the tool was not changed after each test. No wear sign was observed either on the rake face of the tool fig. 7a, or on the clearance face of the tool fig. 7b after the tests were completed. The marks present on the images of fig. 7 are those generated during the grinding process of the solid carbide tool.



a) Cutting Tool's rake face (50 X)      b) Cutting Tool's clearance face (70X)

fig. 7 - SEM Images of the Cutting Tools at the End of the Tests

3.1 Roughness Average :  $R_a$

A preliminary analysis of the test study showed that the fluid cutting parameter (air jet or oil jet) is barely significant. The most marked effects on roughness  $R_a$  between positions 1, 2, and 3 are therefore those of the chip load, spindle speed, and axial depth of cut as shown in fig. 8. For each of these three parameters the surface roughness quality decreased in relation to a level increase. The parameter with the most marked effect was the axial depth of cut.

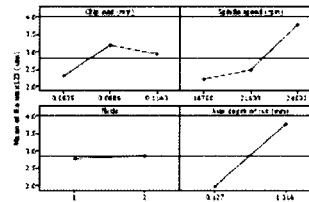


fig. 8 - Main Effects Plot for  $R_a$  max (µm)

The ANOVA allowed us to identify a significant and coherent model with three linear parameters and three crossed parameters for the prediction of surface roughness  $R_a$ . For each of these six terms the  $p$ -values respect an error margin of  $\alpha < 0.05$  suggested by Montgomery [10]. The results of the 36 trials allowed, on the bias of the  $R_a$   $_{max(1,2,3)}$

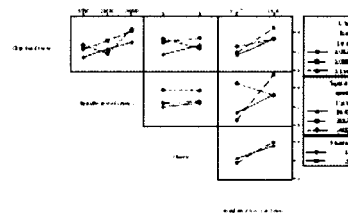


fig. 9 - Interaction Plot for  $R_a$   $_{max(1,2,3)}$  (µm)

response analysis, to confirm an increase of the tool's chip load in the work piece with an increase of spindle speed with weak interaction, whereas the latter is present between the

chip load and axial depth of cut. We noticed an interaction between the axial depth of cut and spindle speed as the most significant results of surface roughness  $R_a$  (fig. 9).

Therefore the model found by the statistical analysis of the  $R_{a\max(1,2,3)}$  data showed a correlation coefficient equal to 95.6% with  $\sigma_{Error} \leq 0.505 \mu\text{m}$  and confidence levels of 95%. The latter is explained according to equation (1).  $C$  is the chip load,  $S$  corresponds to spindle speed, and  $A$  is the axial depth of cut.

$$R_a \approx -7.29 + 15.2 C + 3.29 \times 10^{-4} S + 11.6 A + 5.1 \times 10^{-7} C \cdot S - 27.5 C \cdot A - 3.46 \times 10^{-7} S \cdot A \quad (1)$$

The surface responses to the influence parameters in aluminum alloy high-speed machining 7050 T7451 shown in fig. 10 indicate a decrease in the quality of the machined surface on the basis of an increase to axial depth of cut and spindle speed. For its part, fig. 11 exhibited an  $R_a$  increase on the basis of depth of cut and chip load. Fig. 12 presented a certain stability roughness  $R_a$  on the inferior area of spindle speeds. However,  $R_a$  saw an increase on the superior areas as well as increasing chip load

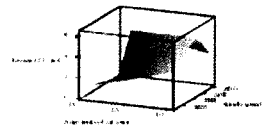


fig. 10 -  $R_{a\max(1,2,3)}$  vs. Spindle Speed & Axial Depth of Cut

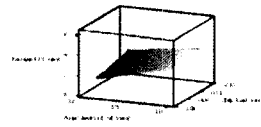


fig. 11 -  $R_{a\max(1,2,3)}$  vs. Chip Load & Axial Depth of Cut

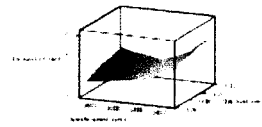


fig. 12 -  $R_{a\max(1,2,3)}$  vs. Chip Load & Spindle Speed

### 3.2 Estimate of Valley Depth $R_v$

In the same way as  $R_a$ , the cutting fluid did not demonstrate a significant influence on the roughness parameter variations  $R_v$ . On the other hand, the influences of chip load, spindle speed, and axial depth of cut as shown in fig.13 are significant.

The ANOVA of data in the parameter of surface finish  $R_v$  allowed us to retain five cutting parameters, two of which were crossed. For each of these five terms, the  $p$ -values respect a mistake level

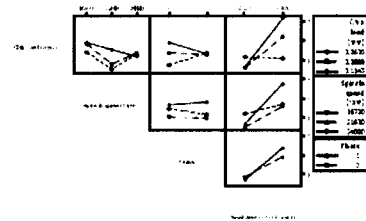


fig. 14 - Interaction plot for  $R_{v\max}$  ( $\mu\text{m}$ )

of  $\alpha < 0.05$ . The significant simple terms retained are chip load, spindle speed, and axial depth of cut whereas the crossed significant terms are, for their part, chip load with axial depth of cut, as well as spindle-speed with axial depth of cut. The results of estimated valley depth  $R_k$  prove that a spindle speed increase interacts weakly with the chip load while the parameters of spindle speed and axial depths of cut, as well as chip load and axial depth of cut, interact in a more accentuated manner (see fig. 14). The variations of these last two provoke a more marked change on the final roughness parameter of  $R_k$ .

The model thus found by the statistical analysis of data  $R_{\sigma_{max}(1,2,3)}$  shows a correlation coefficient equal to 81.6% with  $\sigma_{Error} \leq 0.568 \mu\text{m}$ . The latter is represented in equation (2).

$$R_k = -2.56 + 17.0 \cdot C + 8.1 \times 10^{-4} \cdot S + 11.2 \cdot A - 54.7 \cdot C \cdot A - 2.42 \cdot 10^{-5} \cdot S \cdot A \quad (2)$$

The increase in the estimate of depth valley  $R_k$  is less important when the parameters of spindle speed and axial depth of cut are at their maximum, fig. 15. The same phenomenon presents itself with the combination of axial depth of cut and chip load in fig. 16. For their part, the matching of spindle speed and chip load in fig. 17 mark a small improvement to parameter  $R_k$  when the latter are used at their maximum value.

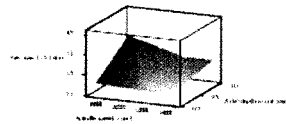


fig. 15 -  $R_k$  max 123 vs Spindle Speed & Axial Depth of Cut.

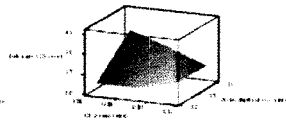


fig. 16 -  $R_k$  max 123 vs Axial Depth of Cut & Chip Load.

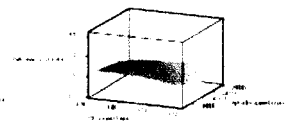


fig. 17 -  $R_k$  max 123 vs Spindle Speed & Chip Load

### 3.3 Exploitation of models

#### 3.3.1 Influence of Cutting Conditions on Work Piece Quality

The presented models allow us to optimize the four cutting parameters in the machining process with the helps of the five axes centre *Fidia K411*. The best surface finish  $R_a = 0.369 \mu\text{m}$  will be obtained with the help of a chip load of 0.0889 mm a spindle speed of 21 630 rpm and an axial depth of cut of 0.127 mm, all the while using the cutting tool previously mentioned. The more influential parameters for  $R_a$  and  $R_k$  is the axial depth of cut. In fact the more the latter increases, the more the cutting efforts are important according to [9]. Moreover, when the machining operation takes place in the interior a built-up region, an increase in axial depth of cut would have, according to

[8] the effect of preventing a deterioration to surface roughness  $R_a$  during the passing of the tool. This was confirmed by our studies. The preceding combination allowed us to machine the alloy at a rate of  $3473.63 \text{ mm}^3/\text{min}$  without the presence of chatter.

### 3.3.2 Influence of Lubricant on Work Piece Quality

The use of a cutting oil or air jets during finishing cuts did not influence surface roughness quality in  $R_a$  and  $R_{qz}$ . During the elaboration of models no parameter combination allowed for the integration of lubrication.

### 3.3.3 Operation Windows vs Productivity and Work Pieces Quality

Roughness surface specifications in the aeronautical industry demand that the  $R_a$  be inferior to  $3.125 \mu\text{m}$ . On top of this prerequisite and the established models, we noticed that the operating windows can be expanded. The industry will therefore be able to push the operational limits to achieve a rate of metal cutting in the order of  $22024 \text{ mm}^3/\text{min}$  all the while respecting the  $R_a \leq 2.4 \mu\text{m}$ , without the presence of chatter. To achieve these results the parameters of operation were set at 24 000 rpm for spindle speed, 0.0635 mm for chip load, and 1.00 mm for axial depth of cut. We must note that the results of the surface finish and stability conditions can be affected by tool wear. Haber's studies [6.7] aimed to predict the moment in which the tool would need to be replaced before causing chatter. The results of these efforts could be used to reduce conditions of instability and will be the subject of future studies.

## 4 CONCLUSIONS

The total cost of acquiring parts could be reduced with the use of the optimal parameters presented in this study. We have demonstrated, in this case, that the effect of using cutting fluid or air for chip evacuation and cooling is not very indicative. In order to lessen production costs, it would be ideal to use an air blast. The costs of cutting fluid and manpower could reduce significantly. For the machining centre and cutting tool studied, the parameters that will allow the industry to increase productivity while maintaining the quality of parts would be axial depth of cut, spindle speed, and chip load. These factors will also influence the resistance of parts to wear by controlling the state of the thin wall surfaces. Adjustment levels prior to these studies were of 9 000 rpm for spindle speed with a chip load of 0.1524 mm, an axial depth of cut 0.762 mm as well as a radial depth of cut of 7.11 mm. These studies reveal a 100% increase in productivity with equal quality. The design of experiments gave us good insight into our capacity to predict surface roughness. However, the amount of required tests can be very costly.

Further studies will be required to confirm stability lobes positions, thus increasing the productivity of the *Fidia* K411 machining centre. Moreover, the effect of ageing brute parts and the history of their thermal treatment would need to be considered in future studies.



## 5 REFERENCES

1. Altintas, Y. and S. Engin. *Generalized Modeling of Mechanics and Dynamics of Milling Cutters*. *Cirp Annals-Manufacturing Technology*, 2001. 50(1): p. 25-30.
2. Engin, S. and Y. Altintas. *Mechanics and Dynamics of General Milling Cutters.: Part I: Helical End Mills*. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2001. 41(15): p. 2195-2212.
3. Engin, S. and Y. Altintas. *Mechanics and Dynamics of General Milling Cutters.: Part II: Inserted Cutters*. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2001. 41(15): p. 2213-2231.
4. Solis, E., et al., *A New Analytical-Experimental Method for the Identification of Stability Lobes in High-Speed Milling*. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2004. 44(15): p. 1591-1597.
5. Haase, F., S. Lockwood, and D.G. Ford. *Vibration Modelling of Machine Tool Structures*. in *Fifth International Conference on Laser Metrology, Machine Tool, CMM and Robot Performance, LAMD.AMP 2001, Jul 20 2001* 2001. Birmingham, United Kingdom: WIT Press, Southampton, United Kingdom.
6. Haber, R.E. and A. Alique. *Intelligent Process supervision for Predicting Tool Wear in Machining Processes*. *Mechatronics*, 2003. 13(8-9): p. 825-849.
7. Haber, R.E., et al., *An Investigation of Tool-Wear Monitoring in a High-Speed Machining Process*. *Sensors and Actuators A: Physical*, 2004. 116(3): p. 539-545.
8. Thomas, M., et al., *Effect of Tool Vibrations on Surface Roughness During Lathe Dry Turning Process*. *Computers & Industrial Engineering* 18th International Conference on Computers and Industrial Engineering, 25-27 Oct. 1995. 1996. 31(3-4): p. 637-44.
9. Ghani, J.A., I.A. Choudhury, and H.H. Hassan. *Application of Taguchi Method in the Optimization of End Milling Parameters*. *Journal of Materials Processing Technology*, 2004. 145(1): p. 84-92.
10. Montgomery, D.C., *Design and Analysis of Experiments*. 5th edition ed. 2001. New York: John Wiley & Sons, Inc. 680.

## **ANNEXE 9**

### **NOTION THÉORIQUE SUR L'USINAGE**

L'usinage est l'opération d'enlèvement de métal qui a pour objectif de donner une géométrie finale à une pièce brute (forgée, moulée ou roulée). Cette opération peut prendre deux (2) formes. La première est la coupe du métal pour obtenir la forme géométrique désirée alors que la seconde consiste au meulage pour atteindre des tolérances plus exigeantes ou des finis de surface de grande qualité.

Pour simplifier la compréhension des forces présentes lors de la coupe du métal, le cas bidimensionnel orthogonal est montré à la Figure 126. La coupe orthogonale est un processus d'enlèvement de métal qui consiste à ce que la vitesse du copeau ( $V_c$ ) soit perpendiculaire à l'arête coupante de l'outil. Le principe de base est qu'un copeau de métal de largeur ( $b$ ) est cisailé de la pièce à une profondeur de coupe ( $h$ ).

Les hypothèses de ce type de coupe sont que la déformation se produit uniquement dans le plan (deux (2) dimensions) et qu'il n'y a pas de déformation perpendiculaire au plan formé par la force tangentielle ( $F_t$ ) et la force d'avance ( $F_f$ ). Bien que plus complexe, la mécanique de coupe oblique tridimensionnelle illustrée à la Figure 126 est dévoilée par des modèles de transformation géométrique et cinématique de la coupe orthogonale telle qu'expliquée par Altintas et Engin [1-4]. La coupe oblique impose donc une force radiale  $F_r$  sur le copeau en raison de la présence de l'angle d'inclinaison de l'arête de coupe  $i$ .

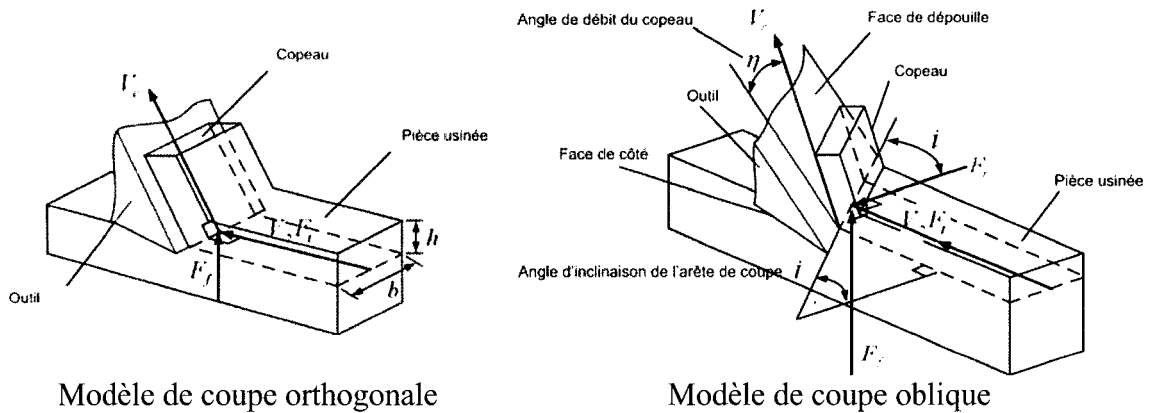


Figure 126 Modèles géométriques de coupe orthogonale et oblique

## 1 Modèle de coupe orthogonale

Trois (3) zones de déformation sont identifiables au moment du processus de coupe. La zone primaire de cisaillement illustrée à la Figure 127 apparaît lorsque l'arête de l'outil de coupe pénètre dans la pièce pour former un copeau. La zone secondaire, aussi appelée la région d'adhérence, est située à la surface de contact entre le copeau et la face de dépouille de l'outil alors que la zone tertiaire est celle de la surface de contact de la pièce avec le côté de l'outil. La zone secondaire est le siège d'une force de friction équivalente à la limite ultime du matériau en cisaillement. Le matériau débute ainsi un écoulement superposé à celui qui adhère à la surface de dépouille de l'outil jusqu'à ce que cette adhérence se transforme en un glissement du copeau selon un coefficient de friction dynamique constant.

Il y a deux (2) écoles de pensée concernant l'analyse de la zone primaire de déformation. La première étant celle de Merchant [64] qui a développé un modèle de coupe orthogonale qui assume la conservation de l'orientation d'un plan mince de la zone de cisaillement. La seconde méthode aborde l'analyse de la zone primaire en considérant

une zone de déformation plus épaisse. Ceci a permis à Lee et Schaffer [65] ainsi qu'à Palmer et Oxley [66] de trouver un modèle de prédiction de l'angle de cisaillement.

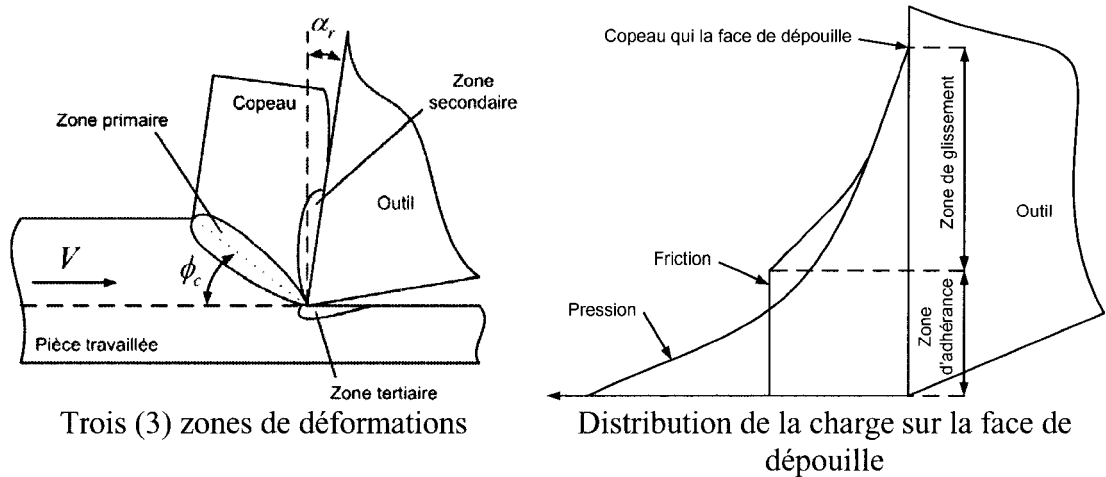


Figure 127 Identification des zones de déformation et distribution de la charge sur la face de dépuille

La Figure 128 représente les géométries de déformation ainsi que les forces de coupe impliquées dans la mécanique de coupe orthogonale. Au sein de cette mécanique les hypothèses suivantes sont appliquées :

1. L'arête de coupe est considérée comme parfaitement aiguisée sans chanfrein ou rayon.
2. Les déformations surviennent au plan de cisaillement infiniment mince.
3. Les contraintes de cisaillement ( $\tau_s$ ) et normale ( $\sigma_s$ ) dans le plan de cisaillement sont constantes.
4. La force résultante ( $F$ ) appliquée sur le copeau au plan de cisaillement est en équilibre avec la force ( $F$ ) appliquée sur l'outil.

5. Une force de friction moyenne et constante est considérée à la zone de contact entre le copeau et la face de dépouille de l'outil.

La force résultante ( $F$ ) équation (9.1) est constituée des composantes de la force d'avance ( $F_f$ ) et de la force tangentielle ( $F_t$ ).

$$F = \sqrt{F_t^2 + F_f^2} \quad (9.1)$$

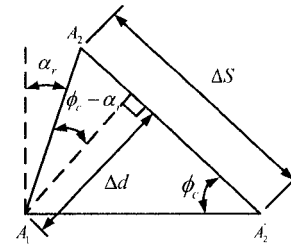
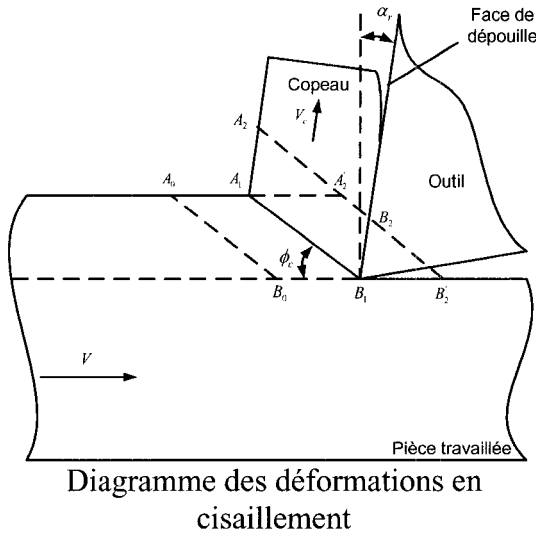
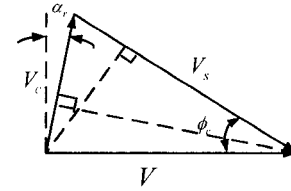
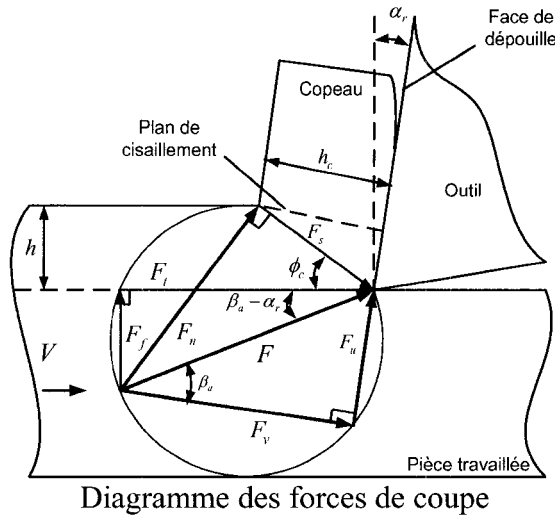


Figure 128 Mécanique de la coupe orthogonale

### 1.1 Zone de cisaillement primaire

La zone de cisaillement primaire subit la force de cisaillement ( $F_s$ ) qui peut être obtenue par l'équation (9.2).

$$F_s = F \cos(\phi_c + \beta_a - \alpha_r) \tag{9.2}$$

$\beta_a$  étant l'angle moyen de friction entre la face de dépouille et le copeau en mouvement et  $\alpha_r$  est l'angle de dépouille de l'outil. La force normale ( $F_n$ ) peut aussi être trouvée par l'équation (9.3).

$$F_n = F \sin(\phi_c + \beta_a - \alpha_r) \quad (9.3)$$

En assumant que la distribution des contraintes sur le plan de cisaillement est uniforme, on trouve ( $\tau_s$ ) selon l'équation (9.4) :

$$\tau_s = \frac{F_s}{A_s} \quad (9.4)$$

$A_s$  étant l'aire de la surface du plan de cisaillement tel que défini par la relation (9.5).

$$A_s = b \frac{h}{\sin \phi_c} \quad (9.5)$$

( $b$ ) est la largeur de coupe, ( $h$ ) est l'épaisseur du copeau non coupé et ( $\phi_c$ ) est l'angle de cisaillement entre la direction du vecteur de la vitesse de coupe ( $V$ ) et le plan de cisaillement. La composante normale de la contrainte sur le plan de cisaillement ( $\sigma_s$ ) se trouve par l'équation (9.6).

$$\sigma_s = \frac{F_n}{A_s} \quad (9.6)$$

Il est possible de trouver la vitesse de cisaillement ( $V_s$ ) de la zone primaire par l'équation (9.7).



$$V_s = V \frac{\cos \alpha_r}{\cos(\phi_c - \alpha_r)} \quad (9.7)$$

D'ailleurs la puissance consommée ( $P_s$ ) dans le plan de cisaillement s'identifie par l'équation (9.8).

$$P_s = F_s \cdot V_s \quad (9.8)$$

Si la température du plan de cisaillement ( $T_s$ ) est d'intérêt, il est possible de la calculer par l'équation (9.9).

$$P_s = m_c c_s (T_s - T_r) \quad (9.9)$$

Cette dernière utilise le taux d'enlèvement de métal massique ( $m_c$ ) en kg/seconde, le coefficient de chaleur spécifique ( $c_s$ ) au matériau de la pièce usinée en Nm/kg°C et la température ambiante de la pièce ( $T_r$ ). Le taux d'enlèvement de métal massique est identifiable par le biais des équations (9.10) et (9.11) où ( $Q_c$ ) représente le taux d'enlèvement de métal volumique en m<sup>3</sup>/seconde. Il est à noter que le présent travail fait appel seulement au taux d'enlèvement de métal volumique.

$$m_c = Q_c \rho \quad (9.10)$$

$$Q_c = bhV \quad (9.11)$$

La densité spécifique du matériau de la pièce usinée en kg/m<sup>3</sup> est identifiée par ( $\rho$ ).

Les formules précédentes considèrent que l'ensemble des déformations plastiques surviennent seulement au plan de cisaillement et que toute la chaleur générée est

consommée par ce dernier. Boothroyd [67] a démontré que cette hypothèse surestime la température au plan de cisaillement. Ce dernier propose plutôt que la déformation plastique a lieu sur une zone de cisaillement d'une épaisseur infinie et qu'une proportion de la chaleur générée est dissipée dans la pièce usinée et dans le copeau. Pour sa part, Oxley [66] a établi l'équation (9.12) pour la prédiction de la température ( $T_s$ ).

$$T_s = T_r + \lambda_h(1 - \lambda_s) \frac{P_s}{m_c c_s} \quad (9.12)$$

$\lambda_h$  ( $0 < \lambda_h \leq 1$ ) est un facteur qui tient compte du travail imposé à l'extérieur de la zone de cisaillement infiniment mince et  $\lambda_s$  représente la proportion de la chaleur transférée dans la pièce travaillée. Tay, Stevenson, De Vahl Davis et Oxley [68] mentionnent qu'il est possible d'assumer une valeur moyenne de  $\lambda_h \approx 0.7$  pour de l'acier au carbone. Pour sa part, la chaleur transférée à la pièce usinée peut être obtenue avec les formules empiriques (9.13) évaluées expérimentalement par Oxley [66].

$$\begin{aligned} \lambda_s &= 0.5 - 0.35 \log(R_T \tan \phi_c), \quad \text{pour } 0.04 \leq R_T \tan \phi_c \leq 10 \\ \lambda_s &= 0.3 - 0.15 \log(R_T \tan \phi_c), \quad \text{pour } R_T \tan \phi_c \geq 10 \end{aligned} \quad (9.13)$$

$R_T$  consiste en un nombre adimensionnel donné par l'équation (9.14)

$$R_T = \frac{\rho c_s V h}{c_t} \quad (9.14)$$

où  $c_t$  est la conductivité thermique du matériau travaillé en W/(m°C). Il est évident que la quantité de chaleur transmise à la pièce ne peut pas être supérieure à l'énergie totale générée lors de l'opération.

La longueur du plan de cisaillement ( $L_c$ ) peut être identifiée par la déformation géométrique du copeau tel que,

$$L_c = \frac{h}{\sin \phi_c} = \frac{h_c}{\cos(\phi_c - \alpha_r)}. \quad (9.15)$$

Le ratio de compression du copeau ( $r_c$ ) correspond à la division de l'épaisseur du copeau non taillé ( $h$ ) sur l'épaisseur du copeau déformé ( $h_c$ ) tel que :

$$r_c = \frac{h}{h_c}. \quad (9.16)$$

Pour sa part, l'angle de cisaillement ( $\phi_c$ ) est fonction de l'angle de dépouille ( $\alpha_r$ ) et du ratio de compression du copeau. Ce dernier est trouvé géométriquement par l'équation (9.17).

$$\phi_c = \tan^{-1} \frac{r_c \cos \alpha_r}{1 - r_c \sin \alpha_r} \quad (9.17)$$

En référence à la Figure 128, Altintas [1] explique que les déformations en cisaillement et les taux de déformation sont supérieurs dans le domaine de l'usinage par rapport à ceux du formage et des tests d'étirement. En effet, en assumant une section non déformée  $A_0B_0A_1B_1$  se déplaçant selon une vitesse ( $V$ ), le matériau de la pièce sera déformé plastiquement au plan de cisaillement ( $B_1A_1$ ) et le copeau commence à glisser sur la face de dépouille de l'outil selon une vitesse ( $V_c$ ). Après un certain temps ( $\Delta t$ ) la section  $A_0B_0A_1B_1$  se retrouve déformée selon la section  $A_1B_1A_2B_2$ . En raison du cisaillement subit au plan de cisaille à un angle ( $\phi_c$ ), le copeau change de position, de

celle attendue  $B_2'A_2'$  vers celle déformée  $B_2A_2$ . La déformation au plan de cisaillement implique que  $A_2'A_2 = B_2'B_2$ . Cette déformation ( $\gamma_s$ ) occasionnée par le cisaillement est exprimée par le rapport de la déformation ( $\Delta s = A_2'A_2$ ) et la distance nominale entre le plan déformé et non déformé ( $\Delta d = A_1C$ ) tel que :

$$\gamma_s = \frac{\Delta s}{\Delta d} = \frac{\overline{A_2'A_2}}{A_1C} = \frac{\overline{A_2'C}}{A_1C} + \frac{\overline{CA_2}}{A_1C} = \cot \phi_c + \tan(\phi_c - \alpha_r). \quad (9.18)$$

En simplifiant l'équation (9.18) on obtient l'équation (9.19) alors que le taux de contrainte ( $\gamma_s'$ ) s'exprime par les équations (9.20) et (9.21).

$$\gamma_s = \frac{\cos \alpha_r}{\sin \phi_c \cos(\phi_c - \alpha_r)} \quad (9.19)$$

$$\gamma_s' = \frac{\gamma_s}{\Delta t} \quad (9.20)$$

$$\gamma_s' = \frac{V_s}{\Delta d} = \frac{V \cos \alpha_r}{\Delta d \cos(\phi_c - \alpha_r)} \quad (9.21)$$

Puisque la zone de cisaillement est extrêmement petite, l'équation (9.21) indique que le taux de cisaillement serait infini lorsque l'épaisseur du plan de cisaille est considérée à une valeur proche de zéro. Selon Altintas [1] l'épaisseur du plan de cisaille peut être approximée par une fraction de sa longueur ( $L_c$ ) ( $\Delta d \approx 0.15 - 0.2L_c$ ). Par contre, pour obtenir une plus grande précision de cette épaisseur, il suggère que le processus de coupe soit arrêté subitement pour ensuite mesurer l'épaisseur du plan de cisaillement à l'aide d'un microscope à balayage par électron (SEM).

Krystof [69] suggère une relation fondé sur le principe de cisaillement maximal pour déterminer l'angle du plan de cisaillement. Ce principe signifie que le cisaillement

débutera dans la direction de la contrainte maximale en cisaillement. L'angle entre la contrainte maximale de cisaillement et la contrainte principale doit être de  $\pi/4$ . De ce principe, on obtient une relation pour calculer l'angle de cisaillement de la zone primaire ( $\phi_c$ ).

$$\phi_c = \frac{\pi}{4} - (\beta_a - \alpha_r) \quad (9.22)$$

Lee et Shaffer [65] ont dérivé la relation de l'équation (9.22) à partir d'un modèle à champs de lignes insérées. Merchant [64] a proposé pour sa part d'utiliser le principe de l'énergie minimum pour prédire l'angle de cisaillement ( $\phi_c$ ). Il a ainsi utilisé l'analyse de sensibilité (équation (9.23)) pour trouver l'angle ( $\phi_c$ ).

$$\begin{aligned} \frac{\partial P_t}{\partial \phi_c} = \frac{\partial(VF_t)}{\partial \phi_c} &= \frac{-V\tau_s b h \cos(\beta_a - \alpha_r) \cos(2\phi_c + \beta_a - \alpha_r)}{\sin^2 \phi_c \cos^2(\phi_c + \beta_a - \alpha_r)} = 0, \\ \text{pour } \cos(2\phi_c + \beta_a - \alpha_r) &= 0, \end{aligned} \quad (9.23)$$

$$\phi_c = \frac{\pi}{4} - \frac{\beta_a - \alpha_r}{2}$$

Cette méthode prédit un angle de cisaillement plus grand qu'avec le principe de la contrainte de cisaillement maximale. Ce que Krystof, Lee, Shaffer et Merchant proposent comme principes de prédiction de l'angle de cisaillement ne fournit pas une précision suffisante. Par contre, ils ont mis à jour une relation entre l'angle de cisaillement ( $\phi_c$ ) et l'angle de dépouille ( $\alpha_r$ ). Cette relation est d'une haute importance pour la conception d'outillage et pour le coefficient de friction entre la pièce et l'outil de coupe. La force et la puissance consommée durant la coupe diminuent lorsque l'angle de cisaillement augmente.

## 1.2 Zone de cisaillement secondaire

Dans le modèle de coupe orthogonale, la zone de cisaillement secondaire impose une force de coupe à deux (2) composantes sur la face de dépouille de l'outil. Ces dernières consistent en la force normale ( $F_v$ ) et la force de friction ( $F_u$ ).

$$F_v = F_t \cos \alpha_r - F_f \sin \alpha_r \quad (9.24)$$

$$F_u = F_t \sin \alpha_r + F_f \cos \alpha_r \quad (9.25)$$

Une hypothèse du modèle de coupe est que le coefficient de friction  $\mu_a$  est moyenné et considéré comme constant. Zorev [70] confirme qu'en réalité le copeau colle à la face de dépouille de l'outil durant une courte période pour ensuite commencer à glisser selon un coefficient de friction constant. Le coefficient de friction moyen constant se calcule par l'équation (9.26).

$$\mu_a = \tan \beta_a = \frac{F_u}{F_v} \quad (9.26)$$

L'angle de friction ( $\beta_a$ ) peut être trouvé par une relation entre la force d'avance et la force tangentielle suivante :

$$\tan(\beta_a - \alpha_r) = \frac{F_f}{F_t} \quad \rightarrow \quad \beta_a = \alpha_r + \tan^{-1} \frac{F_f}{F_t}. \quad (9.27)$$

La vitesse à laquelle le copeau déformé glisse à la face de dépouille de l'outil ( $V_c$ ) peut être identifiée par l'équation (9.28).

$$V_c = r_c V = \frac{\sin \phi_c}{\cos(\phi_c - \alpha_r)} V \quad (9.28)$$

La puissance de friction ( $P_u$ ) consommée à la surface de contact entre le copeau et la face en question est

$$P_u = F_u V_c . \quad (9.29)$$

La puissance totale ( $P_t$ ) alors dissipée en cisaillement et en friction dans le processus de coupe devient :

$$P_t = P_s + P_u . \quad (9.30)$$

Cette puissance totale doit être la même que celle fournie par le moteur de la broche :

$$P_t = F_t V . \quad (9.31)$$

D'après les équations précédentes il est évident que si la vitesse de coupe augmente, la force de friction augmente aussi et *ipso facto* la température de l'outil de coupe s'accroît. L'élévation de la température de l'outil réduit sa résistance mécanique puisque son matériau devient plus malléable occasionnant une usure accélérée. La puissance de friction ( $P_u$ ) consommée à l'interface de l'outil et du copeau peut être transférée en chaleur,

$$P_u = m_c c_s \Delta T_c , \quad (9.32)$$

où  $\Delta T_c$  est l'augmentation moyenne de la température dans le copeau. Boothroyd [71] et Stephenson [72] considèrent une charge de friction adhérente constante de même qu'une

zone plastique rectangulaire constante à l'interface de l'outil et du copeau. Oxley [66] a expérimentalement mesuré la température de cette interface en assumant une zone de déformation plastique pour identifier la relation empirique de la température (l'équation (9.33)).

$$\log \frac{\Delta T_m}{\Delta T_c} = 0.06 - 0.195 \delta \sqrt{\frac{R_r h_c}{l_t}} + 0.5 \log \frac{R_r h_c}{l_t} \quad (9.33)$$

Le paramètre  $\Delta T_m$  représente l'augmentation de la température dans le copeau à l'interface de la face de dépouille de l'outil et du copeau qui possède une longueur totale ( $l_t$ ). Pour sa part, ( $\delta$ ) est un nombre adimensionnel représenté par le rapport entre l'épaisseur de la couche plastique et l'épaisseur du copeau déformé ( $h_c$ ). La température moyenne à l'interface du copeau et de la face de dépouille est calculée par :

$$T_{\text{int}} = T_s + \lambda_{\text{int}} \Delta T_m \quad (9.34)$$

où ( $T_s$ ) est la température moyenne du plan de cisaillement. Toujours selon [66],  $\lambda_{\text{int}} \approx 0.7$  est un facteur de correction empirique pour la variation de la température sur la longueur de contact entre le copeau et la face de dépouille ( $l_t$ ). Cette longueur peut, à son tour, être obtenue par l'équation suivante :

$$l_t = \frac{h \sin(\phi_c + \beta_a - \alpha_r)}{\sin \phi_c \cos \beta_a} \quad (9.35)$$

La prédiction de la température à l'interface du copeau et de l'outil de coupe est déterminante dans le choix des paramètres de coupe du processus d'usinage. En effet, si la température ( $T_{\text{int}}$ ) devient trop élevée pour les matériaux, le phénomène de diffusion



et même la liquéfaction peuvent avoir lieu (dépendamment des propriétés des matériaux).

Les études d'usinabilité exigent l'identification des vitesses de coupe maximale qui correspondent aux températures critiques qui feront user rapidement l'outil de coupe. Oxley [66] met en évidence les fondements scientifiques et les traitements expérimentaux du processus de coupe.

Nous concluons sur l'étude du modèle orthogonal qu'il est difficile de prédire avec précision les angles de cisaillement, les contraintes dans le plan de cisaillement ainsi que les coefficients de friction moyen à l'aide des essais d'étirement et de friction. Afin d'obtenir des données plus réalistes, il est nécessaire d'effectuer plusieurs essais de coupe orthogonale en variant les angles de dépouille des outils et en mesurant les vitesses d'avance, les forces tangentielles de coupe ainsi que l'épaisseur des copeaux déformés. De plus, l'influence des épaisseurs de copeaux non coupés ainsi que des vitesses de coupe peuvent être évaluées en variant la vitesse d'avance de l'outil.

## 2 Modèle de coupe oblique

Lors de la coupe oblique, l'outil de coupe est incliné à un angle ( $i$ ) par rapport au plan normale à l'arête de coupe contrairement à la coupe orthogonale où l'angle ( $i = 0$ ). Cet angle de coupe ( $i$ ) fait en sorte que la direction du cisaillement, de la friction, de l'écoulement des copeaux et de la force de coupe résultante possèdent tous trois (3) composantes selon les trois (3) directions ( $x, y, z$ ). Selon la Figure 129, l'axe  $x$  est perpendiculaire à l'arête de coupe et repose sur la surface coupée, l'axe  $y$  est aligné avec l'arête de coupe et l'axe  $z$  est perpendiculaire au plan  $xy$ . Les plans d'importants dans ce processus sont :

1. Plan de cisaillement;
2. Face de dépouille;
3. Surface coupée plan  $xy$ ;
4. Plan normal  $xz$  ( $P_n$ );
5. Plan de vitesse ( $P_v$ ).

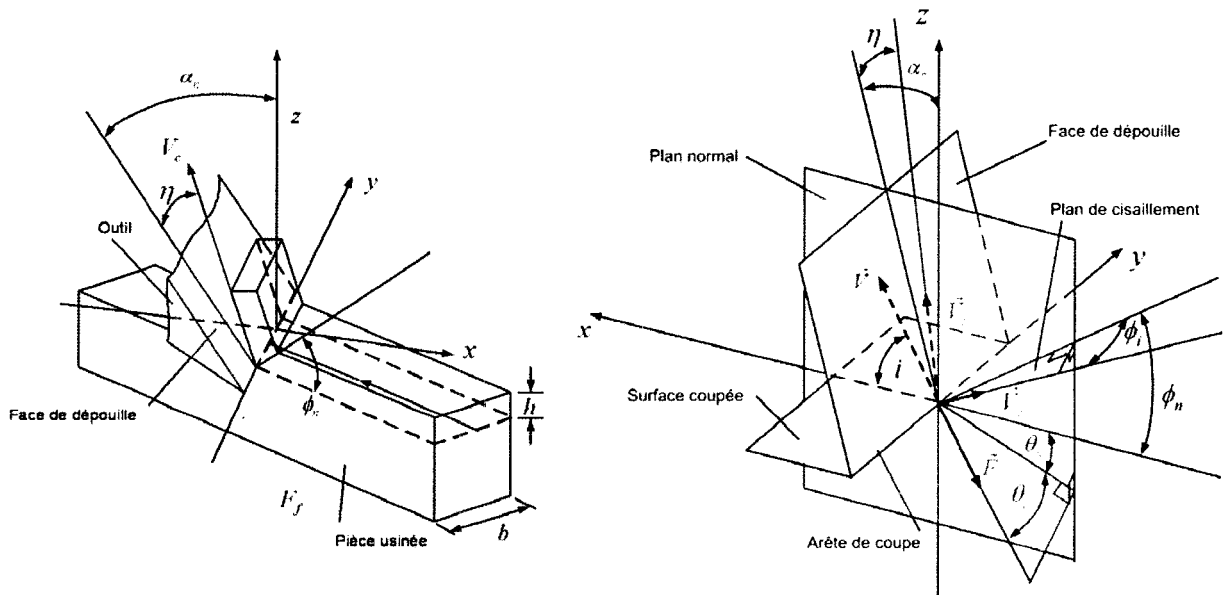
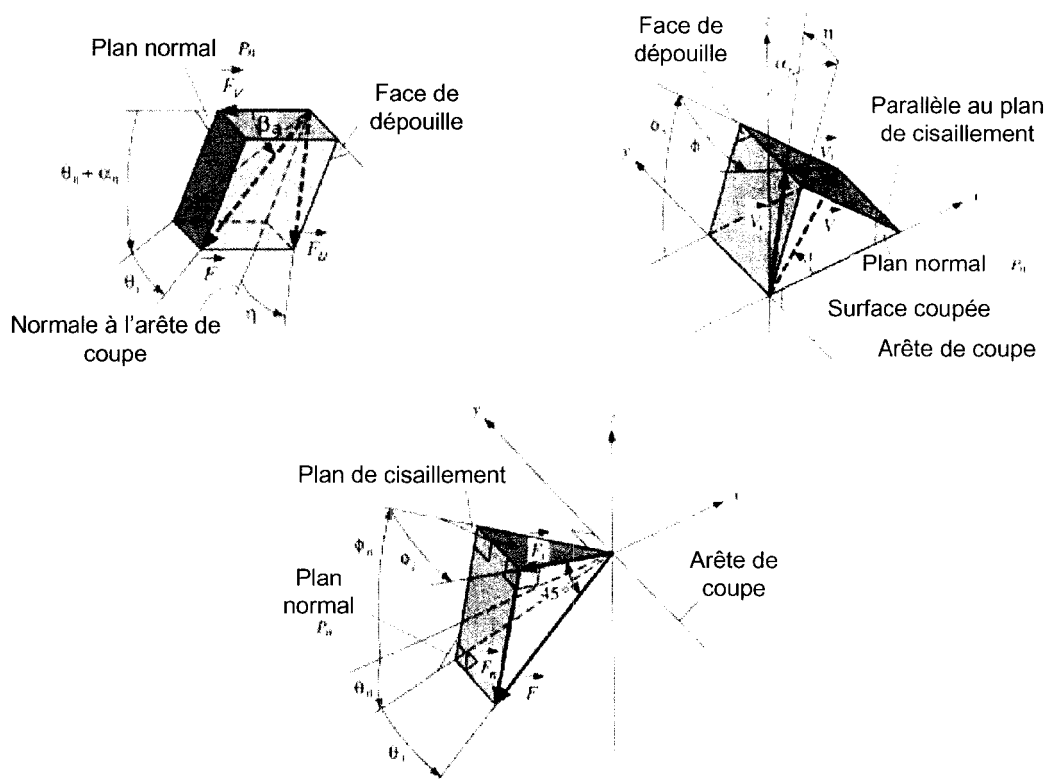


Figure 129 Géométrie du processus de coupe oblique

La plupart des analyses assument que la mécanique de la coupe oblique dans le plan normal est semblable à celle de la mécanique de la coupe orthogonale. Dans la Figure 130, l'angle entre le cisaillement et le plan  $xy$  s'appelle l'angle de cisaillement normal ( $\phi_n$ ). La vitesse de cisaillement repose sur ce même plan et fait un angle oblique ( $\phi_i$ ) avec le vecteur normal à l'arête de coupe sur le plan normal. Le copeau se déplace sur la face de dépouille selon un angle  $\eta$  mesuré à partir d'un vecteur normal à l'arête de coupe sur la face de dépouille. Ce vecteur repose ainsi sur le plan ( $P_n$ ). La force de friction entre la face de dépouille et le copeau est colinéaire au déplacement du copeau. L'angle de dépouille normal ( $\alpha_n$ ) est l'angle entre l'axe  $z$  et la face de dépouille sur le plan normal. La force résultante ( $\vec{F}$ ) avec un angle ( $\beta_u$ ) est composée de la force de friction ( $\vec{F}_u$ ) sur la face de dépouille et la force normale à la dépouille ( $\vec{F}_v$ ). Cette force ( $\vec{F}$ ) se projette sur le plan normal ( $P_n$ ) avec un angle ( $\theta_i$ ). La projection de la force

résultante ( $\vec{F}$ ) dans le plan normal ( $P_n$ ) crée un angle ( $\theta_n + \alpha_n$ ) avec la force normale ( $\vec{F}_v$ ). Dans ce cas, l'angle ( $\theta_n$ ) est l'angle entre l'axe  $x$  et la projection de ( $\vec{F}$ ) sur ( $P_n$ ).



Les trois (3) illustrations sont tirées de [1]

Figure 130 Diagrammes de force, vitesse et cisaillement en coupe oblique

Par les relations géométriques illustrées à la Figure 130, on obtient les équations (9.36) et (9.37) pour le calcul de la force de friction ( $F_u$ ).

$$F_u = F \sin \beta_a = F \frac{\sin \theta_i}{\sin \eta} \rightarrow \sin \theta_i = \sin \beta_a \sin \eta \quad (9.36)$$

$$F_u = F_v \tan \beta_a = F_v \frac{\tan(\theta_n + \alpha_n)}{\cos \eta} \rightarrow \tan(\theta_n + \alpha_n) = \tan \beta_a \cos \eta \quad (9.37)$$

Le plan de vélocité ( $P_v$ ) est composé des vecteurs vitesses du copeau ( $V_c$ ), de cisaillement ( $V_s$ ) et de coupe ( $V$ ). Ces vitesses peuvent toutes être identifiées dans le plan cartésien par leurs composantes propres.

$$\begin{aligned}\vec{V} &= (V \cos i, & V \sin i, & 0), \\ \vec{V}_c &= (V_c \cos \eta \sin \alpha_n, & V_c \sin \eta, & V_c \cos \eta \cos \alpha_n), \\ \vec{V}_s &= (-V_s \cos \phi_i \cos \phi_n, & -V_s \sin \phi_i, & V_s \cos \phi_i \sin \phi_n).\end{aligned}$$

D'après Merchant [64], en éliminant  $V$ ,  $V_c$  et  $V_s$  de la relation de vélocité, on peut obtenir une relation entre la direction du déplacement du copeau et le plan de cisaillement.

$$\tan \eta = \frac{\tan i \cos(\phi_n - \alpha_n) - \cos \alpha_n \tan \phi_i}{\sin \phi_n} \quad (9.38)$$

Dans le processus de coupe oblique, il y a donc cinq (5) inconnus à déterminer pour quantifier la direction des forces résultantes ( $\theta_n, \theta_i$ ), la vitesse de cisaillement ( $\phi_n, \phi_i$ ) et le débit du copeau ( $\eta$ ). En plus des équations (9.36) à (9.38), l'identification de ces cinq (5) inconnus requiert deux (2) équations supplémentaires. Plusieurs solutions empiriques visant le débit du copeau ont été proposées par Armarego et Brown [73] ainsi que Stabler [74] dans le but d'identifier ces inconnus. D'autres tels que Luk [75], Budak, Altintas et Armarego [76], Lin, Mathew, Oxley et Watson [77] ont fait des hypothèses simplificatrices sur les valeurs de ces cinq (5) inconnus qui ont permis d'obtenir une solution pseudo-empirique. En parallèle au principe de la contrainte de cisaillement maximal [65, 69] et à celui de l'énergie minimum [64] de la coupe orthogonale, Shamoto et Altintas [78] ont suggéré une approche pour la prédiction de l'angle de

cisaillement théorique. Selon eux, les deux (2) équations qui procurent les relations nécessaires pour trouver les cinq (5) inconnus sont :

$$\sin \phi_i = \sqrt{2} \sin \theta_i, \quad (9.39)$$

$$\cos(\phi_n + \theta_n) = \frac{\tan \theta_i}{\tan \phi_i}. \quad (9.40)$$

En effet, la résolution des équations (9.36) à (9.40) permet de trouver les cinq (5) inconnus  $(\phi_n, \phi_i, \theta_n, \theta_i, \eta)$  qui décrivent le mécanisme de la coupe oblique. La solution numérique s'obtient par le biais du diagramme de résolution itérative de la Figure 131.

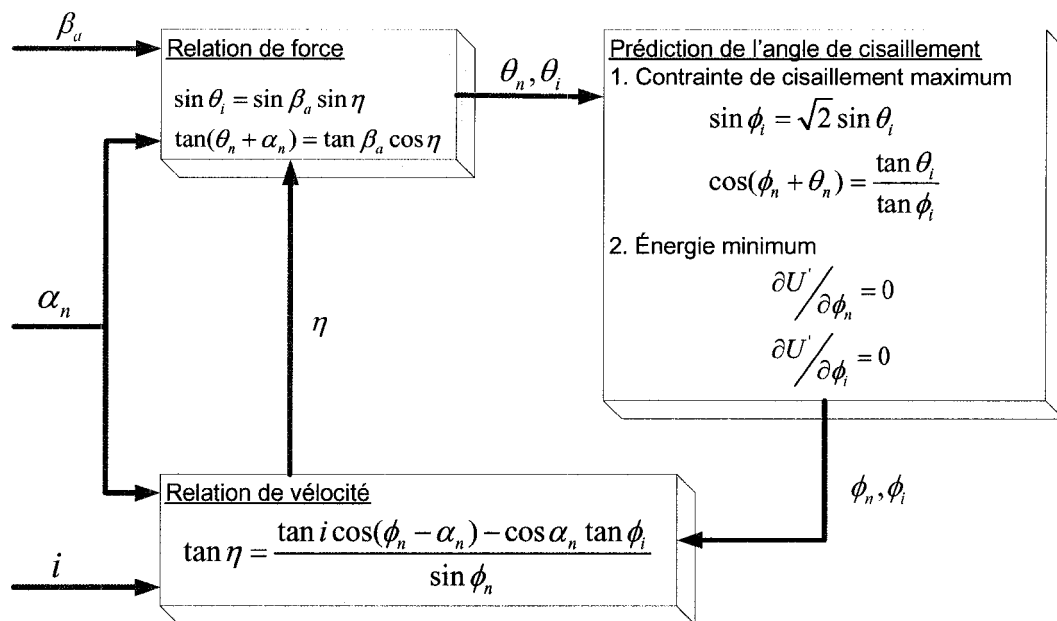


Figure 131 Processus de résolution des équations pour coupe oblique

Les angles d'entrées  $(\beta_a, \alpha_n, i)$  s'obtiennent par une analyse géométrique de la coupe oblique avec l'outil et des essais sur le matériau. La solution itérative débute son cycle en assumant une valeur initiale de l'angle d'écoulement du copeau ( $\eta=i$ ) tel que

proposé par Stabler [58]. Par la suite, les angles  $(\theta_n, \theta_i)$  du vecteur force résultant s'obtiennent à l'aide des équations (9.36) et (9.37). De même que pour les angles de cisaillement  $(\phi_n, \phi_i)$  qui peuvent être trouvés à l'aide des équations (9.39) et (9.40). Par la suite, il est nécessaire d'évaluer le nouvel angle de débit du copeau  $(\eta_e)$  à partir de l'équation de vitesse (9.38). Enfin, l'angle véritable de débit du copeau se trouve de façon itérative en utilisant l'algorithme d'interpolation suivant :

$$\eta(w) = \nu\eta(w-1) + (1-\nu)\eta_e, \quad (9.41)$$

où  $w$  est le compteur de l'itération et  $\nu$  le rapport d'interpolation choisi dans la plage de  $(0 < \nu < 1)$ .

La possibilité de trouver la force de cisaillement  $(F)$  et la puissance de coupe adimensionnelle  $(P'_i)$  passe par l'extension du principe d'énergie minimum du modèle orthogonal [64] au modèle oblique.

$$F = \frac{\tau_s b h}{[\cos(\theta_n + \phi_n) \cos \theta_i \cos \phi_i + \sin \theta_i \sin \phi_i] \cos i \sin \phi_n} \quad (9.42)$$

$$P'_i = \frac{\cos \theta_n + \tan \theta_i \tan i}{[\cos(\theta_n + \phi_n) \cos \phi_i + \tan \theta_i \sin \phi_i] \sin \phi_n} \quad (9.43)$$

Les paramètres  $(b)$  et  $(h)$  de l'équation (9.42) sont la largeur de coupe et la profondeur de coupe. Étant donné que nous avons maintenant trois (3) relations pour identifier les cinq (5) inconnus de la mécanique de coupe oblique  $(\phi_n, \phi_i, \theta_n, \theta_i, \eta)$ , il est possible de considérer que, d'après le principe d'énergie minimum, la puissance de coupe minimale pour un angle de cisaillement défini peut être utilisée pour trouver les angles de cisaillement  $(\phi_n, \phi_i)$ .

$$\begin{aligned}\frac{\partial P_t'}{\partial \phi_n} &= 0 \\ \frac{\partial P_t'}{\partial \phi_i} &= 0\end{aligned}\tag{9.44}$$

Il est maintenant possible d'identifier les cinq (5) inconnus  $(\phi_n, \phi_i, \theta_n, \theta_i, \eta)$  de la mécanique de coupe oblique en utilisant le système d'équations (9.36)-(9.38) et (9.44) à cinq (5) inconnus. Par contre, il est souvent plus simple d'utiliser l'algorithme de résolution itératif présenté à la Figure 131. En effet, cet algorithme débute par l'identification de l'angle de débit du copeau [58] pour ensuite évaluer les angles  $(\alpha_n)$  et  $(\beta_u)$  par les équations (9.36), (9.37), (9.39) et (9.40). La puissance de coupe  $(P_t')$  est obtenue après avoir identifié les valeurs  $(\phi_n, \phi_i, \theta_n, \theta_i)$  par l'équation (9.43). L'itération numérique implique d'ajouter une légère variation aux angles de cisaillement  $(\phi_n, \phi_i)$  pour obliger une diminution de la puissance de coupe  $(P_t')$ . Cette dernière convergera donc vers une valeur minimale.

Enfin les forces de coupe  $(F_t, F_f, F_r)$  peuvent être trouvées par les trois (3) expressions (9.45)-(9.47) basées sur la Figure 129 et la Figure 130.

$$F_t = F(\cos \theta_i \cos \theta_n \cos i + \sin \theta_i \sin i)\tag{9.45}$$

$$F_f = F \cos \theta_i \sin \theta_n\tag{9.46}$$

$$F_r = F(\sin \theta_i \cos i - \cos \theta_i \cos \theta_n \sin i)\tag{9.47}$$

Plusieurs types de coupes peuvent être évalués par le modèle de coupes obliques telles que le tournage, le perçage, le fraisage et le surfaçage. Entre autre, le présent travail vise l'usinage par fraisage de pièce en aluminium et les forces de coupe ainsi que la puissance consommée pourraient être évalué par ce modèle de coupe. Par contre,



l'objectif de ce projet ne vise pas l'identification des efforts de coupe et de la puissance consommée mais la recherche d'une relation entre les ajustements des paramètres de coupe et le fini de surface résultant.

### 3 Mécanique du processus d'usinage

Le principe d'usinage (fraisage et surfaçage) consiste en un outil tenu par une broche qui tourne à une vitesse variable et qui se déplace selon différents axes. Les machines couramment utilisées permettent le déplacement de l'outil de coupe selon trois (3) ou cinq (5) axes. L'outil de coupe utilisé peut posséder une dent de coupe ou plus. Chacune de ces dents de coupe produisent une trace particulière et périodique dans la pièce tel qu'étudié par Martellotti [79, 80]. Il existe deux (2) types et deux (2) méthodes d'usinage. Les deux (2) types d'usinage sont présentés à la Figure 132.

1. Surfaçage (*Face Milling*) : Consiste à positionner l'axe de rotation de l'outil perpendiculairement à la surface de la pièce. La coupe du matériau se produit sur le bout de l'outil.
2. Fraisage (*End Milling*) : Ce type d'usinage s'effectue en positionnant l'axe de rotation de l'outil verticalement à la pièce et il peut aussi être orienté à angle par rapport à la surface du matériau. La coupe s'effectue autant par le bout de l'outil que via sa périphérie.

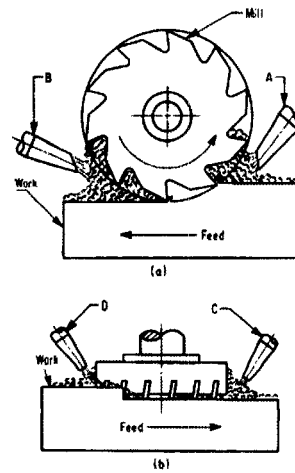


Illustration tirée de [81]

Figure 132 Types d'usinage a) Fraisage, b) Surfaçage

Les deux (2) méthodes d'usinage sont illustrées à la Figure 133 et définies par Boothroyd [82].

1. Usinage conventionnel (*Up Milling*): Dans ce type d'usinage, la vitesse tangentielle de la rotation de l'outil est opposée à la vitesse d'avance de la pièce. Ce type d'usinage est celui qui a été retenu dans le cadre expérimental du présent travail.
2. Usinage en avalant (*Down Milling*): Pour cet usinage, la vitesse tangentielle de rotation de l'outil est dans la même direction que la vitesse d'avance de la pièce.

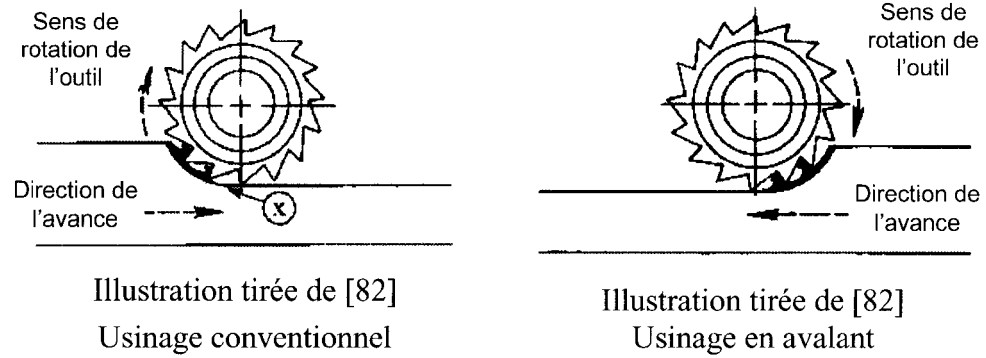


Figure 133 Méthodes d'usinage

En référence à la Figure 134, les forces différentielles tangentielles ( $dF_t$ ), radiales ( $dF_r$ ) et axiales ( $dF_a$ ) peuvent se trouver par les équations tel que spécifié par Altintas et Lee [83] et repris par Altintas et Engin [3].

$$dF_t = K_{te} dS + K_{tc} h(\phi, \kappa) db \quad (9.48)$$

$$dF_r = K_{re} dS + K_{rc} h(\phi, \kappa) db \quad (9.49)$$

$$dF_a = K_{ae} dS + K_{ac} h(\phi, \kappa) db \quad (9.50)$$

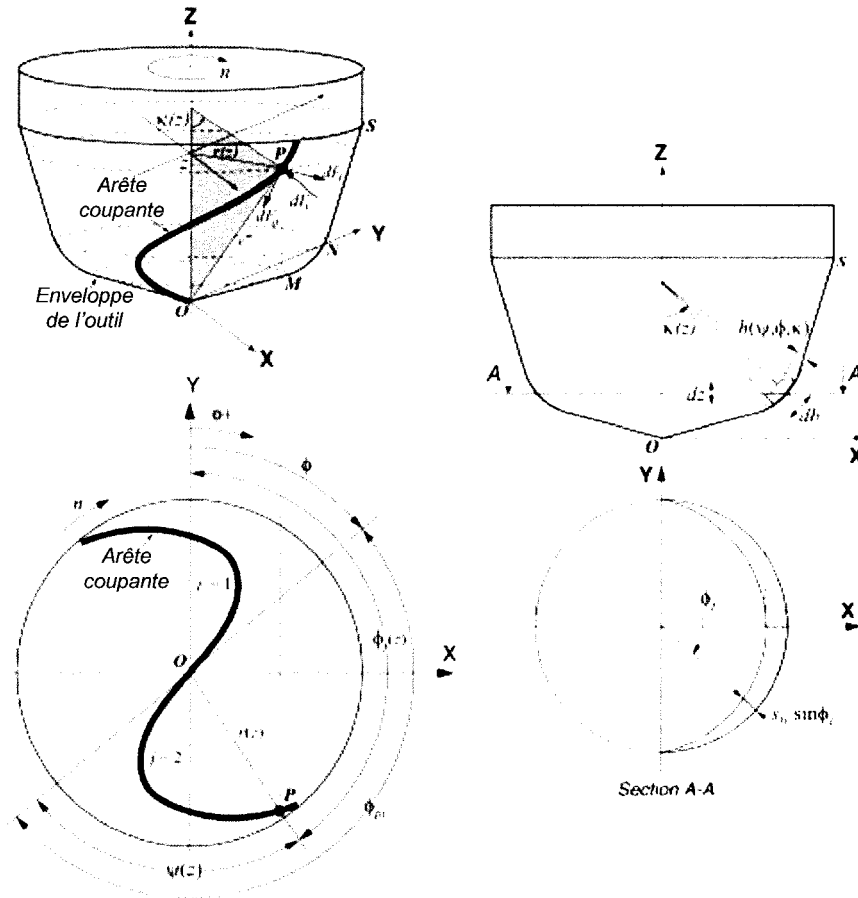


Illustration tirée de [3]

Figure 134 Modèle géométrique général de l'usinage de bout

La variable  $h(\phi, \kappa)$  consiste en l'épaisseur du copeau non taillé normal à l'arête de coupe avec la position du point de coupe et la rotation du couteau où  $(\phi)$  est l'immersion radiale et  $(\kappa)$  consiste en l'immersion axiale de l'outil. L'épaisseur du copeau peut être évalué en utilisant la cinématique réelle de l'usinage selon [79] aussi bien que par la vibration de la pièce usinée et de l'outil de coupe. Les indices  $c$  et  $e$  représentent les composantes de la force de cisaillement et de la force appliquée sur l'arête. Les coefficients de l'arête de coupe  $(K_{te}, K_{re}, K_{ae})$  sont des constantes liées à la longueur de l'arête de coupe  $(dS)$  donnée par l'équation (9.51).

$$dS = |d\mathbf{r}| = \sqrt{r^2(\phi) + (r'(\phi))^2 + (z'(\phi))^2} d\phi, r'(\phi) = \frac{dr(\phi)}{d\phi}, z'(\phi) = \frac{dz(\phi)}{d\phi} \quad (9.51)$$

Pour leur part, les coefficients des forces de cisaillement ( $K_{tc}, K_{rc}, K_{ac}$ ) sont identifiés par le biais d'essais d'usinage conduit à l'intérieur d'une plage de vitesse d'avance [84, 85] ou par une série de tests de coupe orthogonale transformée en coupe oblique par la méthode de Budak [76].

Afin de transférer les forces de coupe dans un plan cartésien par l'équation (9.52), l'avance par dent dynamique doit être identifié tel que proposé par Altintas et Lee [83] ainsi que par Montgomery et Altintas [60].

$$\begin{pmatrix} dF_x \\ dF_y \\ dF_z \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} -\sin\phi \sin\kappa & -\cos\phi & -\sin\phi \cos\kappa \\ -\cos\phi \sin\kappa \sin\phi & \sin\phi & -\cos\phi \cos\kappa \\ -\cos\kappa & 0 & -\sin\kappa \end{pmatrix} \begin{pmatrix} dF_r \\ dF_t \\ dF_a \end{pmatrix} \quad (9.52)$$

Les forces de coupe totales autour de la position de rotation ( $\phi$ ) sont trouvées par l'intégration de l'équation (9.52) sur la longueur de la profondeur de coupe axiale des flûtes en contact avec la pièce.

$$F_x(\phi) = \sum_{j=1}^{N_f} \int_{z_1}^{z_2} \left[ -dF_{rj} \sin\phi_j \sin\kappa_j \quad -dF_{tj} \cos\phi_j \quad -dF_{aj} \sin\phi_j \cos\kappa_j \right] dz \quad (9.53)$$

$$F_y(\phi) = \sum_{j=1}^{N_f} \int_{z_1}^{z_2} \left[ -dF_{rj} \cos\phi_j \sin\kappa_j \quad dF_{tj} \sin\phi_j \quad -dF_{aj} \cos\phi_j \cos\kappa_j \right] dz \quad (9.54)$$

$$F_z(\phi) = \sum_{j=1}^{N_f} \int_{z_1}^{z_2} \left[ -dF_{rj} \cos\phi_j \quad dF_{tj} \sin\kappa_j \right] dz \quad (9.55)$$

Il est important de noter que  $N_f$  est le nombre de flûtes de l'outil et que  $z_1$  et  $z_2$  sont leurs bornes de contact avec la pièce.  $\phi$  est l'angle de rotation dans  $\phi = \Omega dt$  où  $\Omega$  est la vitesse de rotation de la broche en rad/s et  $dt$  est l'intervalle de temps. La force totale sera donc obtenue par l'équation (9.56).

$$F(\phi) = \sqrt{F_x(\phi)^2 + F_y(\phi)^2 + F_z(\phi)^2} \quad (9.56)$$

La puissance requise par le moteur de la broche ( $P_t$ ) peut être évaluée à l'aide de l'équation (9.57) en utilisant la vitesse de coupe  $V = \pi Dn$  où  $n$  est la vitesse de la broche et  $D$  est le diamètre de l'outil. Pour leurs parts,  $\phi_{st}$  et  $\phi_{ex}$  sont respectivement les angles d'entrée et de sortie du couteau dans la pièce.

$$P_t = V \cdot \sum_{j=1}^{N_f} F_{tj}(\phi_j) \rightarrow \phi_{st} \leq \phi_j \leq \phi_{ex} \quad (9.57)$$

L'ingénieur intéressé par les efforts de coupe subit par l'outil ainsi que la puissance nécessaire pour le moteur de la broche peut donc utiliser les équations mentionnées précédemment dans cette section. Par contre, il faut mentionner que cette méthode possède elle aussi ses propres limites. En effet, l'ensemble des coefficients pour la force appliquée et ceux de la force de cisaillement doivent être identifiés expérimentalement. Ceci a donc pour effet d'augmenter les coûts en plus d'ouvrir la porte à l'erreur expérimentale. De plus, ce modèle de prédiction des efforts de coupe et de la puissance requise par le moteur de la broche reste général. Aujourd'hui, la complexité des pièces conduit souvent à la modification d'outil standard pour reproduire des formes dans le but de diminuer le nombre de passes. Tel est le cas pour le plan d'expériences #1 présenté dans ce mémoire. Ce modèle de prédiction peut donc fournir une bonne approximation mais une phase expérimentale reste nécessaire pour valider les résultats théoriques. La théorie sur l'usinage présentée dans cette section ne touche que la géométrie des outils

de coupe alors que plusieurs autres paramètres doivent être considérés pour réaliser de l'usinage dans le domaine des hautes vitesses.

#### 4 Méthode de calcul des lobes de stabilité

Le calcul des limites de stabilité passe par une méthode numérique et itérative. Les lobes de stabilité sont donc par un algorithme de calcul en cinq (5) étapes :

1. Choisir la fréquence du mode dominant par le biais de la fonction de transfert de l'ensemble machine-outil. L'obtention de cette fréquence requiert d'exciter l'ensemble machine-outil à l'aide d'un marteau d'impact et de lire les vibrations obtenues avec un accéléromètre ainsi que la force d'impact fournie par le marteau. Ensuite il est nécessaire d'effectuer les calculs permettant d'obtenir la fonction de transfert qui nous permet de connaître la fréquence du mode de vibration fondamental. La présente étude utilise cette méthode pour d'identifier la fréquence du mode de vibration de l'ensemble machine-outil tel qu'illustré à la Figure 135.

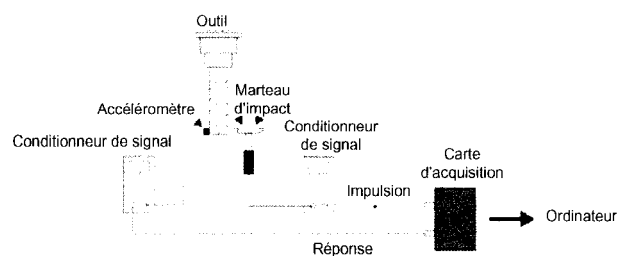


Illustration tirée de [5]

Figure 135 Système d'acquisition pour la fréquence du mode de vibration principal

2. Trouver la valeur propre réelle ( $\Lambda_R$ ) à partir de l'équation (9.58). La théorie nécessaire au calcul des profondeurs de coupe axiale  $a_0$  et  $a_1$  est élaborée par Altintas et Budak [11].

$$a_0 \Lambda_R^2 + a_1 \Lambda_R + 1 = 0 \quad (9.58)$$

3. Calculer la profondeur de coupe axiale critique à partir de l'équation (9.59) où ( $N$ ) est le nombre de dent de l'outil, ( $K_t$ ) est un coefficient de coupe statique tangentiel constant et ( $\kappa$ ) est l'immersion radiale.

$$a_{\text{lim}} = -\frac{2\pi\Lambda_R}{NK_t}(1 + \kappa^2) \quad (9.59)$$

4. Calculer la vitesse de broche ( $n$ ) pour chaque lobe de stabilité ( $k = 0, 1, 2, \dots$ ) par l'équation (9.60) où ( $T$ ) est la période de passage de la dent,  $\varepsilon$  est le changement de phase entre les deux (2) points les plus éloignés de l'amplitude de vibration.

$$T = \frac{1}{\omega_c}(\varepsilon + 2k\pi) \rightarrow n = \frac{60}{NT} \quad (9.60)$$

5. Répéter les étapes un (1) à quatre (4) en utilisant l'ensemble des fréquences régénératives à proximité des modes dominants de la machine-outil.

Les résultats de cet algorithme se représentent graphiquement par la profondeur de coupe axiale en fonction de la vitesse de broche tel qu'illustré à l'exemple de la Figure 2 où la rigidité structurale de la machine-outil est évaluée dans ce cas à 5000 N/m.



Le désavantage de cette méthode est qu'elle requiert des essais expérimentaux afin de confirmer la localisation de la limite de stabilité. Par contre, les lobes de stabilité offrent une approximation qui permet de minimiser l'effort expérimental nécessaire à la détermination de l'ensemble des paramètres optimaux d'usinage.

## BIBLIOGRAPHIE

1. Altintas, Y., *Manufacturing Automation, Metal Cutting Mechanics, Machine tool vibrations, and CNC Design*. 2000, Angleterre: Cambridge University Press
2. Altintas, Y. and S. Engin, *Generalized modeling of mechanics and dynamics of milling cutters*. *Cirp Annals-Manufacturing Technology*, 2001. **50**(1): p. 25-30.
3. Engin, S. and Y. Altintas, *Mechanics and dynamics of general milling cutters. Part I: helical end mills*. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 2001. **41**(15): p. 2195-2212.
4. Engin, S. and Y. Altintas, *Mechanics and dynamics of general milling cutters. Part II: inserted cutters*. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 2001. **41**(15): p. 2213-2231.
5. Solis, E., et al., *A new analytical-experimental method for the identification of stability lobes in high-speed milling*. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2004. **44**(15): p. 1591-1597.
6. Haase, F., S. Lockwood, and D.G. Ford. *Vibration modelling of machine tool structures*. in *Fifth International Conference on Laser Metrology, Machine Tool, CMM and Robot Performance, LAMDAMP 2001, Jul 20 2001*. 2001. Birmingham, United Kingdom: WIT Press, Southampton, United Kingdom.
7. Haber, R.E., et al., *An investigation of tool-wear monitoring in a high-speed machining process*. *Sensors and Actuators A (Physical)*, 2004. **A116**(3): p. 539-45.
8. Thomas, M., et al., *Effect of tool vibrations on surface roughness during lathe dry turning process*. *Computers & Industrial Engineering*, 18th International Conference on Computers and Industrial Engineering, 25-27 Oct. 1995, 1996. **31**(3-4): p. 637-44.
9. J. A. Ghani, I.A.C., H. H. Hassan, *Application of Taguchi Method in the Optimization of End Milling Parameters*. *Journal of Materials Processing Technology*, 2004. **vol. 145**: p. 84-92.
10. King, R.I., *Handbook of high-speed machining technology*. Chapman and Hall advanced industrial technology series. 1985, New York, N.Y.: Chapman and Hall. viii, 471.

11. Budak, Y.A.a.E., *Analytical Prediction of Stability Lobes in Milling*. Annals of the CIRP, 1995. **44(1)**: p. 357-362.
12. S. Dolinsek, B.S., J. Kopac, *Wear Mechanism of Cutting Tools in High-Speed Cutting*. Wear, 2001. **vol. 250**: p. 349-356.
13. Z. Q. Liu, X.A., H. Zhang, Z. T. Wang, Y. Wan, *Wear Patterns and Mechanism of Cutting Tools in High Speed face milling*. J. Mater. Process. Technol., 2002. **vol. 129**: p. 222-256.
14. G. Byrne, D.D., I. Inasaki, G. Ketteler, W. König, R. Teti, *Tool Condition Monitoring (TCM)-the Status of Research and Industrial Application*. Annals of the CIRP, 1995. **vol. 44 (2)**: p. 541-567.
15. R. E. Haber, A.A., *Intelligent Process Supervision For Predicting Tool Wear in Machining Processes*. Mechatronics, 2003. **vol. 13**: p. 825-849.
16. Davies, M.A. and B. Balachandran. *Impact dynamics in the milling of thin-walled structures*. in *Proceedings of the 1996 ASME International Mechanical Engineering Congress and Exposition, Nov 17-22 1996*. 1996. Atlanta, GA, USA.
17. Davies, M.A. and B. Balachandran, *Impact dynamics in milling of thin-walled structures*. Nonlinear Dynamics, 2000. **22(4)**: p. 375-392.
18. Nachtigal, D.J.G.a.C.L., *Development of a Hydraulic Chambered, Actively Controlled Boring Bar*. ASME Journal of Engineering for Industry, 1979. **vol. 101**: p. 362-368.
19. Nachtigal, R.G.K.a.C.L., *A Theoretical Basis for the Active Control of a Boring Bar Operation*. ASME Journal Dynamic System, Meas. Control, 1975. **vol. 97**: p. 172-178.
20. Chung, B., S. Smith, and J. Tlustý, *Active damping of structural modes in high-speed machine tools*. Journal of Vibration and Control, 1997. **3(3)**: p. 279-95.
21. Dohner, J.L., et al., *Mitigation of chatter instabilities in milling by active structural control*. Journal of Sound and Vibration, 2004. **269(1-2)**: p. 197-211.
22. J. R. Baker, K.E.R., *Use of Finite Element Structural Models in Analyzing Machine Tool Chatter*. Finite Elements in Analysis and Design, 2002. **vol. 38**: p. 1029-1046.

23. Skolnick, R.B. and R.F. Keltie. *Detection of machine tool chatter during high speed milling*. in *Proceedings of the 1998 ASME International Mechanical Engineering Congress and Exposition, Nov 15-20 1998*. 1998. Anaheim, CA, USA: ASME, Fairfield, NJ, USA.
24. Kim, S.K. and S.-Y. Lee, *Chatter prediction of end milling in a vertical machining center*. *Journal of Sound and Vibration*, 2001. **241**(4): p. 567-586.
25. Corpus, W.T. and W.J. Endres, *A high-order solution for the added stability lobes in intermittent machining*. American Society of Mechanical Engineers, Manufacturing Engineering Division, MED, 2000. **11**: p. 871-878.
26. Corpus, W.T. and W.J. Endres, *Added stability lobes in machining processes that exhibit periodic time variation, part 1: An analytical solution*. *Journal of Manufacturing Science and Engineering, Transactions of the ASME*, 2004. **126**(3): p. 467-474.
27. Mehdi, K., J.F. Rigal, and D. Play, *Dynamic behavior of a thin-walled cylindrical workpiece during the turning process, part 1: Cutting process simulation*. *Journal of Manufacturing Science and Engineering-Transactions of the Asme*, 2002. **124**(3): p. 562-568.
28. Mehdi, K., J.F. Rigal, and D. Play, *Dynamic behavior of a thin-walled cylindrical workpiece during the turning process, part 2: Experimental approach and validation*. *Journal of Manufacturing Science and Engineering-Transactions of the Asme*, 2002. **124**(3): p. 569-580.
29. Shin, B.S., et al., *Rapid manufacturing of 3D shaped products by multi-face high-speed machining*. *Key Engineering Materials*, 2003. **238-239**: p. 399-404.
30. Chen, C.H. and K.W. Wang, *An Integrated Approach toward the Dynamic Analysis of High-Speed Spindles .2. Dynamics under Moving End Load*. *Journal of Vibration and Acoustics-Transactions of the Asme*, 1994. **116**(4): p. 514-522.
31. Faasen, R.P.H., et al., *Prediction of regenerative chatter by modelling and analysis of high-speed milling*. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 2003. **43**(14): p. 1437-46.
32. Stépan, G., *Retarded Dynamical Systems: Stability and Characteristic Functions*. 1989: Longman.
33. Stépan, G., *Delay-Differential equation Models for Machine Tool Chatter*. *Dynamics and Chaos in Manufacturing Processes*, 1998: p. 162-192.

34. C. Mei, J.G.C., Y. Wang, *Active Control of Regenerative Chatter During Metal Cutting Process*. Journal of Manufacturing Science and Engineering, Transactions of the ASME, 2006. **vol. 128 (3)**: p. 346-349.
35. M. Pirtini, I.L., *Forces and Hole Quality in Drilling*. International Journal of Machine Tools & Manufacture, 2005. **vol. 45**: p. 1271-1281.
36. U. Bravo, O.A., L. N. Lopez de Lacalle, J. A. Sanchez F. J. Campa, *Stability Limits of Milling Considering the Flexibility of the Workpiece and the Machine*. International Journal of Machine Tools & Manufacture, 2005. **xx(1-12)**.
37. Zareena, A.R., M. Rahman, and Y.S. Wong. *High speed machining of aerospace alloy Ti-6Al-4V*. in *33rd International SAMPE Technical Conference -Advancing Affordable Materials Technology-*, Nov 5-8 2001. 2001. Seattle, WA: Soc. for the Advancement of Material and Process Engineering.
38. T. G. Dawson, T.R.K., *Modeling the Progression of Flank Wear on Uncoated and Ceramic-Coated Polycrystalline Cubic Boron Nitride Tools in Hard Turning*. Journal of Manufacturing Science and Engineering, Transactions of the ASME, 2006. **vol. 128**: p. 104-109.
39. Peng, Y., *Empirical Model Decomposition Based Time-Frequency Analysis for the Effective Detection of Tool Breakage*. Journal of Manufacturing Science and Engineering, Transactions of the ASME, 2006. **vol. 128 (3)**: p. 154-166.
40. Yousefi, R. and Y. Ichida, *Study on ultra-high-speed cutting of aluminum alloy: Formation of welded metal on the secondary cutting edge of the tool and its effects on the quality of finished surface*. Precision Engineering, 2000. **24(4)**: p. 371-376.
41. J.-H. Kim, B.-S.R., G.R. Pennock, *Development of a Trajectory Generation Method for Five-Axis NC Machine*. Mechanism and Machine Theory, 2001. **vol. 36**: p. 983-996.
42. A. Affouard, E.D., C. Lartigue, J.-M. Langeron, P. Bourdet, *Avoiding 5-Axis Singularities Using Tool Path Deformation*. International Journal of Machine Tools & Manufacture, 2003. **vol. 44**: p. 415-425.
43. Stepan, G., et al. *Global attractors of high-speed milling - Analyses, numerics and experiments*. in *2003 ASME Design Engineering Technical Conferences and Computers and Information in Engineering Conference, Sep 2-6 2003*. 2003. Chicago, IL, United States: American Society of Mechanical Engineers.

44. Arnaud, L. and G. Dessein. *Application of the stability lobes theory to milling of thin workpieces. Experimental approach.* in *Recent Advances in Integrated Design and Manufacturing in Mechanical Engineering. 4th International Conference, 14-16 May 2002.* 2003. Clermont-Ferrand, France: Kluwer Academic Publishers.
45. Chen, J.C. and M.S. Lou, *Fuzzy-nets based approach to using an accelerometer for an in-process surface roughness prediction system in milling operations.* International Journal of Computer Integrated Manufacturing, 2000. **13**(4): p. 358-368.
46. Chen, J.C. and M. Savage, *A fuzzy-net-based multilevel in-process surface roughness recognition system in milling operations.* International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2001. **17**(9): p. 670-676.
47. X. Liu, M.S., A. Sahasrabudhe, K. Yamasaki, *A Geometrical Simulation System of Ball End Finish Milling Process and Its Application for the Prédiction of Surface Micro Features.* Journal of Manufacturing Science and Engineering, Transactions of the ASME, 2006. **vol. 128**: p. 74-85.
48. H. Li, Y.C.S., *A Comprehensive Dynamic End Milling Simulation Model.* Journal of Manufacturing Science and Engineering, Transactions of the ASME, 2006. **vol. 128**: p. 86-95.
49. T. Gao, W.Z., K. Qiu, M. Wan, *Numerical Simulation of Machined Surface Topography and Roughness in Milling Process.* Journal of Manufacturing Science and Engineering, Transactions of the ASME, 2006. **vol. 128**: p. 96-103.
50. Lee, C.M., et al., *The optimal cutter orientation in ball end milling of cantilever-shaped thin plate.* Journal of Materials Processing Technology, Proceedings of the International Conference in Advances, 2004. **153-154**(1-3): p. 900-906.
51. Ratchev, S., et al., *Force and deflection modelling in milling of low-rigidity complex parts.* Journal of Materials Processing Technology, 2003. **143**: p. 796-801.
52. Ratchev, S., S. Nikov, and I. Moualek, *Material removal simulation of peripheral milling of thin wall low-rigidity structures using FEA.* Advances in Engineering Software, 2004. **35**(8-9): p. 481-491.
53. Ming, C., et al., *Experimental research on the dynamic characteristics of the cutting temperature in the process of high-speed milling.* Journal of Materials Processing Technology, 2003. **138**(1-3): p. 468-471.

54. T. Ueda, A.H., *Effect of Oil Mist on Tool Temperature in Cutting*. Journal of Manufacturing Science and Engineering, Transactions of the ASME, 2006. **vol. 128**: p. 130-135.
55. Y. Zheng, X.H., J. W. Sutherland, *Application of Finite Deformation Theory to the Development of an Orthogonal Cutting Model - Part I: Model Development*. Journal of Manufacturing Science and Engineering, Transactions of the ASME, 2006. **vol. 128**: p. 760-766.
56. Y. Zheng, X.H., J. W. Sutherland, *Application of Finite Deformation Theory to the Development of an Orthogonal Cutting Model - Part II: Experimental Investigation and Model Validation*. Journal of Manufacturing Science and Engineering, Transactions of the ASME, 2006. **vol. 128**: p. 767-774.
57. Atkins, A.G., *Toughness and Oblique Metalcutting*. Journal of Manufacturing Science and Engineering, Transactions of the ASME, 2006. **vol. 128 (3)**: p. 775-786.
58. Stabler, G.V., *The Chip Flow Law and Its Consequences*. Advances in Machine Tool Design and Research, 1964: p. 243-251.
59. S. Subbiah, S.N.M., *The Constant Force Component Due to Material Separation and Its Contribution to the Size Effect in Specific Cutting Energy*. Journal of Manufacturing Science and Engineering, Transactions of the ASME, 2006. **vol. 128 (3)**: p. 811-815.
60. D. Montgomery, Y.A., *Mechanism of Cutting Force and Surface Generation in Dynamic Milling*. Transactions of the ASME, Journal of Engineering for Industry, 1991. **113**: p. 160-168.
61. F. Koenigsberger, J.T., *Machine Tool Structure*. Vol. I: Stability Against Chatter. 1967: Pergamon Press.
62. Engin, S. and Y. Altintas, *Mechanics and dynamics of general milling cutters.: Part I: helical end mills*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2001. **41(15)**: p. 2195-2212.
63. Altintas, Y. and M. Weck, *Chatter stability of metal cutting and grinding*. Cirp Annals-Manufacturing Technology, 2004. **53(2)**: p. 619-642.
64. Merchant, M.E., *Mechanics of the Metal Cutting Process, ii. Plasticity Conditions in Orthogonal Cutting*. Journal of Applied Physics, 1945. **16(6)**: p. 318-324.

65. Lee, E.H. and B.W. Shaffer, *Theory of Plasticity Applied to the Problem of Machining*. Journal of Applied Mechanics, 1951. **19**(2): p. 234-239.
66. Oxley, W.B.P.a.P.L.B., *Mechanics of Orthogonal Machining*. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, 1959. **173** (no.24): p. 623-654.
67. Boothroyd., G., *Temperatures in Orthogonal Metal Cutting*. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, 1963. **vol. 177:789-802**.
68. AO Tay, M.S., G De Vahl Davis and PLB Oxley, *A Numerical Method for Calculating Temperature Distributions in Machinig, from Force and Shear Angle Measurements*. International Journal of Machine Tools Design and Research, 1976. **vol. 16**: p. 335-349.
69. Krystof, J., *Berichte uber Betriebswissenschaftliche Arbeiten*. VDI Verlag, 1939. **Bd. 12**.
70. Zorev, N.N., *Interrelationship between Shear Processes Occuring along Tool Face and on Shear Plane in Metal Cutting*. Proceedings of International Research in Production Engineering Reseach Conference, 1963: p. 42-49.
71. Boothroyd, G., *Temperatures in Orthogonal Metal Cutting*. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, 1963. **vol. 177**: p. 789-802.
72. Stephenson, D.A., *Material Characterization for Metal-Cutting Force Modeling*. Journal of Engineering Materials and Technology, 1989. **vol. 111**: p. 210-219.
73. Armarego, B., *The Machining of Metals*. 1969: Prentis-Hall.
74. Stabler, G.V., *Fundamental Geometry of Cutting Tools*. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, 1951: p. 14-26.
75. Luk, W.K., *The Direction of Chip Flow in Oblique Cutting*. International Journal of Production Research, 1972. **vol. 10**: p. 67-76.
76. E. Budak, Y.A., and E.J.A. Armarego, *Prediction of Milling Force Coefficients from Orthogonal Cutting Data*. Transactions of the ASME. Journal of Manufacturing Science and Engineering, 1996. **vol. 118**: p. 216-224.
77. G.C.I. Lin, P.M., P.L.B. Oxley and A.R. Watson, *Predicting Cutting Force for Oblique Machining Conditions*. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, 1982. **vol. 196**: p. 141-148.



78. Altintas, E.S.a.Y. *Prediction of Shear Angle in Oblique Cutting with Maximum Shear Stress and Minimum Energy Principle*. in *ASME International Mechanical Engineering Congress and Exposition*. 1997.
79. Martellotti, M.E., *An Analysis of the Milling Process*. Transactions of the ASME, 1941. **vol. 63**: p. 677-700.
80. Martellotti, M.E., *An Analysis of the Milling Process. Part II: Down Milling*. Transactions of the ASME, 1945. **vol. 67**: p. 233-251.
81. SME, *Tool Manufacturing Engineers Handbook*, ed. P.C.o.M.E. T.J. Drozda. Vol. Vol.1 : Machining.
82. Boothroyd, G., *Fundamentals of Machining and Machine Tools*. 1975: McGraw-Hill.
83. Altintas, Y. and P. Lee, *Mechanics and dynamics of ball end milling*. Journal of Manufacturing Science and Engineering-Transactions of the Asme, 1998. **120(4)**: p. 684-692.
84. G. Yucesan, Y.A., *Prediction of Ball End Milling Forces*. Transactions of the ASME, Journal of Engineering for Industry, 1996. **1 (1)**: p. 95-103.
85. H.J. Fu, R.E.D., S.G. Kapoor, *A Mechanistic Model for the Prediction of the Force System in Face Milling Operation*. ASME Journal of Engineering for Industry, 1984. **106 (1)**: p. 81-88.