UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

USINAGE DES COMPOSITES À MATRICE D'ALLIAGE D'ALUMINIUM GrA-Ni®

VICTOR SONGMENE
DÉPARTEMENT DE GÉNIE MÉCANIQUE
ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

THÈSE PRÉSENTÉE EN VUE DE L'OBTENTION
DU DIPLÔME DE PHILOSOPHIAE DOCTOR
(GÉNIE MÉCANIQUE)

Décembre, 2000

© Victor Songmene, 2000.

National Library of Canada
Bibliothèque nationale du Canada

Acquisitions and Bibliographic Services
Acquisitions et services bibliographiques

395 Wellington Street
Ottawa ON K1A 0N4
Canada

395, rue Wellington
Ottawa ON K1A 0N4
Canada

Your file Votre référence

Our file Notre référence

The author has granted a non-exclusive licence allowing the National Library of Canada to reproduce, loan, distribute or sell copies of this thesis in microform, paper or electronic formats.

L'auteur a accordé une licence non exclusive permettant à la Bibliothèque nationale du Canada de reproduire, prêter, distribuer ou vendre des copies de cette thèse sous la forme de microfiche/film, de reproduction sur papier ou sur format électronique.

The author retains ownership of the copyright in this thesis. Neither the thesis nor substantial extracts from it may be printed or otherwise reproduced without the author's permission.

L'auteur conserve la propriété du droit d'auteur qui protège cette thèse. Ni la thèse ni des extraits substantiels de celle-ci ne doivent être imprimés ou autrement reproduits sans son autorisation.

0-612-60942-1

Canada

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

Cette thèse intitulée :

USINAGE DES COMPOSITES À MATRICE
D'ALLIAGE D'ALUMINIUM GrA-Ni®

présentée par : SONGMENE Victor
en vue de l'obtention du diplôme de : Philosophiae Doctor
a été dûment acceptée par le jury d'examen constitué de :

M. CLOUTIER Guy, Doctorat, président
M. BALAZINSKI Marek, Ph.D., membre et directeur de recherche
M. MARANZANA Roland, Doctorat, membre et codirecteur de recherche
M. AJERSCH Frank, Ph.D., membre
M. MASOUNAVE Jacques, Ph.D., membre

DÉDICACE

À mon feu père Teukfé Martin
décédé le 9 mai 1998

REMERCIEMENTS

J'aimerais remercier les professeurs Marek Balazinski et Roland Maranzana respectivement de l'École Polytechnique de Montréal et de l'École de Technologie Supérieure (ETS) de Montréal également pour leur soutien tant moral que financier et pour leur encadrement tout au long de ce travail. Sans leur soutien, cette œuvre n'aurait pas vu le jour.

Mes remerciements vont également aux organismes ci-après :

- L'École Polytechnique de Montréal et l'École de Technologie Supérieure pour leur soutien financier.

- L'institut de recherche et de développement industriel (IRDI) de Midland (Ontario) pour m'avoir permis d'utiliser leurs équipements pour réaliser des essais d'usinabilité.

- La compagnie INCO et surtout son centre de recherche J. Roy Gordon Research Laboratory pour l'opportunité qui m'a été donnée de travailler sur leur composite GrA-Ni® nouvellement développé. Puissent Dr. Warner et Tom Stephenson trouver ici l'expression de ma gratitude.

Je remercie aussi mes enfants, Astrid, Fridolin, Marlyse et Dorette, pour leur soutien et leur patience. Qu'il me soit enfin permis ici d'adresser des remerciements sans fins à la femme de ma vie et mère de mes enfants, madame Jeosianne Tiokang, qui n'a jamais ménagé ses efforts pour s'occuper de la famille pendant que je me concentrais sur ce travail.

RÉSUMÉ

Cette décennie a connu un développement accéléré des composites à matrice métallique (CMM) à base d'aluminium renforcée de particules de céramique. Les mêmes particules de renfort qui améliorent la résistance à l'usure des composites usent plus vite les outils de coupe. Cette thèse traite de l'usinabilité des composites graphitiques (GrA-Ni®) consistant en une matrice d'alliage d'aluminium renforcée avec des particules molles de graphite revêtu de nickel et des particules dures comme Al_2O_3 ou SiC. Il y a sept ans que ces composites ont été développés, mais leur utilisation en ingénierie est lente par manque de données d'usinage.

Des essais de tournage, de fraisage et de perçage ont été conduits pour évaluer l'usinabilité des différents GrA-Ni® et pour établir les conditions de coupe. Il a été prouvé que :

- L'usinabilité des GrA-Ni® dépend de la nature et de la quantité des particules de renfort. Celui contenant de l'alumine et du graphite a une meilleure usinabilité que les GrA-Ni® contenant des particules de carbure de silicium et du graphite.

- Les outils en diamant polycrystallin et en carbure revêtu de diamant sont les plus appropriés pour usiner les GrA-Ni®. Le carbure revêtu de diamant offre un meilleur coût d'usinage tandis que le diamant polycrystallin produit des pièces de meilleur fini de surface.

- Les efforts de coupe nécessaires pour usiner les GrA-Ni® sont similaires à ceux requis pour usiner les alliages d'aluminium comme l'alliage Al 380.

ABSTRACT

Aluminium Metal Matrix Composites (MMC) reinforced with ceramic particles have been increasingly developed during the last decade. Ceramic particles used as reinforcement that improve the wear resistance of composites also cause high abrasive wear on cutting tools. This thesis investigates the machinability of graphitic MMC consisting of an aluminium alloy matrix reinforced with both soft nickel-coated graphite particles and hard (SiC or Al_2O_3) particles. These composites were developed seven years ago, but the lack of optimised machining data to machine GrA-Ni® composites cost effectively have been slowing down their use in engineering applications.

Turning, milling and drilling tests were performed to evaluate the machinability of different GrA-Ni® and to establish cutting conditions. It was found that:

- The machinability of GrA-Ni® composites depends on the nature and the percentage of the reinforcing particles. GrA-Ni® containing alumina and graphite are easier to machine than those reinforced with silicon carbide and graphite.

- Polycrystalline (PCD) and diamond-coated carbide (DCC) are the tool material of choice for machining GrA-Ni®. DCC tools are most cost effective while PCD tools produce better part finishes.

- The cutting force required to machine the GrA-Ni® composites is similar to that used for aluminium alloys such as Al 380.

TABLE DES MATIÈRES

DÉDICACE iv

REMERCIEMENTS v

RÉSUMÉ vi

ABSTRACT vii

TABLE DES MATIÈRES viii

LISTE DES TABLEAUX xiii

LISTE DES FIGURES xiv

LISTE DES ANNEXES xviii

LISTE DES SYMBOLES xix

INTRODUCTION 1

CHAPITRE I : REVUE DE LA LITTÉRATURE 4

1.1 Les composites à matrice métallique (CMM) 5

1.1.1 Typologie des CMM 6

1.1.2 Propriétés et applications des CMM 7

1.1.2.1 Propriétés 7

1.1.2.2 Applications des CMM 8

1.2 Les composites graphitiques (GrA-Ni®) 9

1.2.1 Typologie des composites GrA-Ni® 10

1.2.2 Propriétés et applications des GrA-Ni® 10

1.3 Usinabilité des CMM 13

1.3.1 Procédés d'usinage par enlèvement de métal 15

1.3.2 Usinage par méthodes non conventionnelles 16

1.3.2.1 L'usinage par jet d'eau abrasif 17

1.3.2.2 Usinage par électroérosion 18

1.3.3 Les outils de coupe 19

1.3.3.1 Propriétés requises pour l'usinage des CMM 19

1.3.3.2 Les diamants 21

1.3.3.3 Autres matériaux des outils 24

1.4 Usure des outils de coupe lors de l'usinage des CMM 24

1.4.1 Mécanismes d'usure des outils de coupe 25

1.4.2 Usure des outils au diamant lors de l'usinage des composites 26

1.4.3 Manifestations de l'usure des outils de coupe 27

1.4.4 Stratégies de réduction de l'usure abrasive 29

1.4.4.1 Stratégies et conditions d'usinage 29

1.4.4.2 Approche métallurgique 30

1.5 Conclusion de la revue de la littérature 31

CHAPITRE II: FORMULATION DU PROBLÈME ET PROCÉDURE EXPÉRIMENTALE 32

2.1 Problématique 32

2.2 Procédure expérimentale 33

2.2.1 Essais par plans d'expérience 33

2.2.2 Essais par la méthode de variation d'un facteur à la fois 35

2.2.3 Variables et réponses 35

2.3 Dispositif expérimental 36

2.3.1 Opérations et outils de coupe 36

2.3.2 Évaluation de l'usure des outils. 40

2.3.3 Machines-outils et pièces 41

2.3.4 Instruments de mesure 42

2.4 Structure des GrA-Ni®. 43

2.4.1 L'alliage d'aluminium 46

2.4.2 Le graphite 46

2.4.3 Les particules de carbure de silicium (SiC) 47

2.4.4 Les particules d'alumine (Al2O3) 48

2.4.5 Le précipité Al3Ni 49

2.5 Essais préliminaires 50

CHAPITRE III: USINABILITÉ DES GrA-Ni® AVEC LES OUTILS EN CARBURE 52

3.1 Définition et mesure de l'usinabilité des matériaux 52

3.2 Usinabilité des CMM graphitiques en fonction de la nature et de la composition des particules de renfort 53

3.2.1 Modes d'usure des outils lors du fraisage des composites 55

3.2.2 Progression de l'usure en dépouille de l'outil 56

3.2.3 Influence du lot des composites 59

3.2.4 Analyse comparative des durées de vie utiles des outils 60

3.2.5 Analyse comparative des couples de perçage 64

3.2.6 Analyse comparative de la forme des copeaux 66

3.3 Conclusion de l'usinabilité des GrA-Ni® 68

CHAPITRE 4: FRAISAGE DU GrA-Ni 10S.4G 70

4.1 Fraisage avec des outils en carbure 70

4.1.1 But et méthodologie 70

4.1.2 Dispositif expérimental 71

4.1.3 Résultats et analyse 72

4.1.4 Remarques sur le fraisage du GrA-Ni 10S.4G avec des carbures ... 82

4.2 Fraisage du GrA-Ni 10S.4G avec des outils en diamant 83

4.2.1 Objectifs et procédure expérimentale 83

4.2.2 Analyse du mode d'usure des plaquettes 86

4.2.3 Durée de vie utile des outils de coupe 90

4.2.4 Analyse critique des résultats d'usure 92

4.2.5 Analyse des forces de coupe 95

4.3 Conclusions sur le fraisage du GrA-Ni 10S.4G 102

CHAPITRE V: TOURNAGE DU GrA-Ni 10S.4G AVEC DES OUTILS EN DIAMANT 104

5.1 Objectifs et procédure expérimentale 105

5.1.1 Équipement 105

5.1.2 Procédure expérimentale 106

5.2 Résultats et analyse 107

5.2.1 Profils de rugosité des surfaces 107

5.2.2 Analyse statistique 110

5.2.3 Modèles de régression de Ra 114

5.3 Comparaison des résultats avec ceux de la littérature 119

5.4 Conclusions 121

CHAPITRE VI: PERÇAGE DU GrA-Ni 10S.4G 122

6.1 Objectifs de l'étude 122

6.2 Procédure expérimentale 123

6.3 Résultats et analyse 123

6.3.1 Mécanismes et manifestations d'usure des forets 123

6.3.2 Comparaison des coûts de perçage 128

6.3.3 Qualité du perçage 130

6.3.4 Forces de coupe 135

6.3.4.1 Pression spécifique de coupe 135

6.3.4.2 Forces de perçage en fonction des paramètres de coupe et de l'usure du foret 138

6.4 Conclusion 143

CONCLUSION 144

BIBLIOGRAPHIE 148

ANNEXES 164

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 1.1: Comparaison des propriétés du GrA-Ni10S.4G, de A356, des composites sans graphite et de la fonte (Bell et al., 1997) 11

Tableau 2.1: Propriétés des renforts des CMM graphitiques 48

Tableau 3.1: Valeurs des coefficients du modèle de Taylor 61

Tableau 4.1: Matrice d'étude de la performance des outils lors du fraisage avec des plaquettes en carbure revêtu du diamant. ..85

Tableau 4.2: Matrice des expériences/réponses utilisées pour l'étude des forces de coupe lors du fraisage avec des outils en diamant 96

Tableau 4.3: ANOVA pour Force de coupe résultante (DCC).....98

Tableau 5.1: Matrice d'expérience et des rugosités des finis de surface.....109

Tableau 5.2: ANOVA pour Ra (DCC), R2=99.8%; R2-ajusté = 99.6%; 113

Tableau 5.3: ANOVA pour Ra (PCD); R2=99.4%; R2-ajusté =98.5%; 113

Tableau 6.1: Comparaison des coûts de perçage par forets 128

Tableau 6.2: Pressions spécifiques de coupe du GrA-Ni 10S.4G.....136

LISTE DES FIGURES

Figure 1.1: Duretés des renforts des CMM comparées à celles des outils 20
Figure 1.2: Photo des plaquettes en diamant 21
Figure 1.3: Mécanismes d'usure par abrasion (adapté de Sandvik, 1994) 25
Figure 1.4: Modes d'usure des outils de coupe (adapté de Sandvik, 1994) 28
Figure 2.1: Procédure de mesure de l'usure en dépouille des outils de coupe 40
Figure 2.2: Description générale du composite GrA-Ni 10S.4G.....44
Figure 2.3: Description des autres composites utilisés dans cette thèse.....45
Figure 2.4: Section des particules de graphite revêtues de nickel.....47
Figure 3.1: Usure en dépouille de l'outil après 10 minutes de coupe.....55
Figure 3.2: Progression de l'usure des outils lors du fraisage.....57
Figure 3.3: Comparaison de l'étendue de l'usure des outils en fonction des types de composite lors du fraisage. 58
Figure 3. 4: Influence de la variation inter-lots des composites sur l'usure des outils pendant le fraisage. 59
Figure 3.5: Durée de vie en fonction des vitesses de coupe lors du fraisage des composites. 60
Figure 3.6: Comparaison des vitesses de coupe pour 60 minutes de vie utile de l'outil 63
Figure 3.7: Comparaison relative des couples de perçage par rapport à Al380. 66
Figure 3.8: Forme des copeaux 67

Figure 4.1: Courbes d'usure en dépouille en fonction du volume de copeau débité pour des vitesses de coupe de 50 à 200 m/min 73

Figure 4.2: Courbes d'usure en dépouille en fonction du volume de copeau débité pour des avances/dent de 0.254 à 1.250 mm 73

Figure 4.3: Courbes d'usure en dépouille en fonction du volume de copeaux débités des taux d'immersion de l'outil de 1/15 à 2/3.....74

Figure 4.4: Courbes d'usure en dépouille en fonction du volume des copeaux débités pour des profondeurs de coupe de 2 à 10 mm.....74

Figure 4.5: Influence des paramètres de coupe sur le taux d'usure de l'outil 76

Figure 4.6: Influence des paramètres de coupe sur la vie de l'outil 77

Figure 4.7: Courbes des volumes de copeau en fonction des paramètres.....78

Figure 4.8: Influence des paramètres de coupe sur le coût d'usinage.....79

Figure 4.9: Influence du débit du copeau l'efficacité d'usinage.....81

Figure 4.10: Étendue d'usure sur les plaquettes revêtues de diamant 86

Figure 4.11: Modes d'usure de la face de dépouille des plaquettes à la fin des essais en fonction du volume de copeau enlevé.....88

Figure 4.12: Modes d'usure sur la face de coupe des plaquettes en fin des essais en fonction du volume de copeau enlevé.....89

Figure 4.13: Répartition des durées de vie des outils 90

Figure 4.14: Comparaison de la reproductibilité des performances des plaquettes.....91

Figure 4.15: Comparaison des performances des outils en diamant.....94

Figure 4.16: Définition du système d'axes de mesure des forces de coupe.....95

Figure 4.17: Graphe de PARETO des effets des paramètres de coupe sur la résultante des forces de coupe 98

Figure 4.18: Comparaison des forces de coupe lors du fraisage du GrA-Ni 10S.4G en fonction du type de plaquette.....101

Figure 5.1: Comparaison du fini des plaquettes avant leur utilisation 106

Figure 5.2: Profils de rugosité de surface des pièces finies 108

Figure 5.3: Profils après filtration de porosité.....108

Figure 5.4: Graphes de Pareto des effets des paramètres de coupe sur Ra....111

Figure 5.5: Influence de la vitesse d'avance sur la rugosité de la pièce 115

Figure 5.6: Comparaison des modèles de prédiction de Ra (cas du PCD).....118

Figure 5.7: Comparaison des modèles de prédiction de Ra (cas du DCC) 118

Figure 5.8: Comparaison des meilleurs résultats d'état de surface 120

Figure 6.1: Comparaison de l'étendue d'usure pour différents forets 124

Figure 6.2: Influence de la vitesse de coupe sur l'usure du foret en acier rapide revêtu du TiC.....126

Figure 6.3: Influence de la vitesse d'avance sur l'usure du foret en acier rapide revêtu du TiC.....126

Figure 6.4: Progression de l'usure du foret en acier rapide non revêtu.....127

Figure 6.5: Comparaison des performances des forets 127

Figure 6.6: Comparaison des coûts de perçage 130

Figure 6.7: Profils de rugosité des trous percés avec différents forets 132

Figure 6.8: Évolution de l'état de surface des trous percés 134

Figure 6.9: Corrélation entre l'usure du foret et le fini de surface des trous.....134

Figure 6.10: Géométrie du foret.....135

Figure 6.11: Comparaison des pressions spécifiques de coupe (adapté de Sandvik, 1994) 138

Figure 6.12: Force de perçage du GrA-Ni 10S.4G en fonction de l'avance.....140

Figure 6.13: Influence de l'usure et de l'avance sur les forces de perçage 142

Figure 6.14: Influence de l'usure et de la vitesse de coupe sur les forces de perçage 142

LISTE DES ANNEXES

Annexe I: Recherche des modèles de régression de la force de coupe résultante lors du fraisage du composite GrA-Ni 10S. 4G. 164

Annexe II: Tableaux d'analyse de variance des composants Fx, Fy et Fz de la force de coupe au fraisage.....172

Annexe III: Courbes d'usure des outils revêtus du diamant.....174

Annexe IV: Hauteur maximale de rugosité obtenue lors du tournage du GrA-Ni 10S. 4G 175

Annexe V: Topographie des surfaces des composites GrA-Ni®.....179

LISTE DES SYMBOLES

ANOVA : Analyse de variance

Al_2O_3 : Alumine (utilisé comme renfort de CMM ou comme outil de coupe)

B_4C : Carbure de bore (renfort des composites)

SiC : Carbure de silicium

CMM : Composite à matrice de métal

GrA-Ni® : Composite graphitique renforcé de particules de céramique et de graphite revêtu de nickel

Al_3Ni : Aluminide de nickel (précipité intermétallique formé lors de la solidification du composite)

Al-9-20SiC : Composite à matrice d'aluminium à 9% de silicium et renforcé de du carbure de silicium à 20% par unité de volume.

CBN : Nitrure de bore cubique (Cubic boron nitride)

Si_3N_4 : Nitrure de silicium

VB : Usure en dépouille de l'outil

VBmax : Usure en dépouille maximale

Ra : Moyenne arithmétique de rugosité de profil de la surface usinée

R^2 : Coefficient de corrélation

PCD : Diamant polycrystallin (Polycrystalline diamond)

DCC : Carbure revêtu de diamant (Diamond-coated carbide)

CVD : Procédé de déposition chimique sous vapeur (Chemical vapor deposition)

Ks : Pression spécifique de coupe

f : Vitesse d'avance de coupe

V : Vitesse de coupe

η : Rendement de la machine de coupe

INTRODUCTION

Les exigences des utilisateurs des pièces mécaniques dans les secteurs de l'aérospatial et de l'automobile accélèrent l'invention et l'utilisation des matériaux légers ayant une haute résistance à l'usure à l'instar des composites à matrice métallique (CMM). Le centre de recherche de la compagnie INCO a développé en 1993 (Rohatgi et al., Brevet européen EP0567287A2, 1993) un composite consistant en une matrice d'alliage d'aluminium renforcée avec des particules de SiC et des particules de graphite revêtues de nickel. Cette famille de composite à été baptisée GrA-Ni® (pour graphite et nickel).

Les GrA-Ni® sont légers et ont de meilleures propriétés tribologiques (Rohatgi et al., 1993; Ames et Alpas 1993, Bell *et* al., 1996) que les CMM de même type qui ne contiennent pas des particules de graphite. Les hauts coefficients de conductivité et de diffusion thermique sont d'autres propriétés additionnelles qui ont fait de ce nouveau composite un candidat de remplacement de la fonte grise jusqu'alors utilisée pour les disques de freins et les chemises des pistons des automobiles (Bell et al., 1997).

Cependant, le GrA-Ni®, comme tout composite renforcé des particules de céramique, est difficile à usiner. Les dures et abrasives particules de céramiques utilisées comme renfort (carbure de silicium, alumine ou carbure de bore) usent très vite les outils de coupe (Masounave et al.; 1994; Lane, 1990 et 1992; Coelho et al., 1994). Les outils en carbure ordinaire s'émoussent au terme de cinq minutes de coupe.

Devant ce problème d'usinabilité, la compagnie INCO s'est tournée vers le département d'usinage de l'Institut de Recherche et de Développement Industriel (IRDI), au sein duquel nous faisons partie, pour déterminer les conditions et les

stratégies de coupe du GrA-Ni® nouvellement développé. Deux projets de recherche sur ce composite ont alors été conduits (Songmene, 1996; Songmene et Yan, 1997) et trois publications en découlèrent (Bell, Stephenson, Warner et Songmene, 1997; Songmene, Stephenson et Warner, 1997; Songmene et al., 1998). Pour avoir des données complètes pour cette thèse, deux autres travaux ont été conduits dont l'un sur l'usinabilité des CMM graphitiques (Songmene et Balazinski, 1999) et l'autre sur l'optimisation des conditions de coupe lors de l'usinage des GrA-Ni® avec des outils en diamant (Songmene, Balazinski et Maranzana, 2000).

Cette thèse apporte notre contribution à la compréhension de l'usinage des composites et génère des données nécessaires pour l'usinage des composites graphitiques (GrA-Ni®). Le sujet est d'actualité, comme en témoigne la mise sur pied d'un consortium chargé d'encadrer et de financer les recherches sur l'usinage et les applications des composites aux États-Unis à l'aube de 1998.

L'objectif principal de ce travail est de caractériser l'usinabilité des différents composites GrA-Ni®. L'objectif secondaire est de générer les conditions de coupe des composites à matrice d'alliage d'aluminium. Pour atteindre ces objectifs, nous nous proposons de conduire des essais d'usinabilité en vue de :

- Comparer l'usinabilité des GrA-Ni® avec celle des CMM classiques renforcés des particules de SiC seulement.

- Développer des modèles de prédiction des indicateurs de performance d'usinage du GrA-Ni® (durée de vie des outils, volume des copeaux enlevés, état de surface des pièces, efforts de coupe et le coût d'usinage).

La présente thèse est structurée comme suit :

- Le chapitre I, Bibliographie, dresse un aperçu général des composites et de l'ensemble des travaux qui a été conduit sur les composites à matrice métallique. Les propriétés requises pour les outils susceptibles d'usiner les composites GrA-Ni® y sont aussi présentées.

- Le chapitre II, Formulation du problème et procédure expérimentale, établit la problématique de la recherche, élabore la méthodologie et les procédures expérimentales.

- Le chapitre III, Usinabilité des GrA-Ni®, établit l'ordre de difficulté d'usinage des GrA-Ni® et les compare à un CMM renforcé de SiC et à l'alliage d'aluminium Al380.

- Les chapitres IV, V et VI traitent respectivement du fraisage, du tournage et du perçage du GrA-Ni 10S.4G renforcé de 10% de SiC et de 4% de graphite. Ces chapitres couvrent entre autres l'usure des outils, la productivité, le coût d'usinage, l'état de surface des pièces tournées et les forces de coupe.

Dans cette introduction, nous avons présenté un bref aperçu de notre recherche portant sur l'usinage des composites graphitiques. Au chapitre I nous présentons la revue de littérature sur les CMM et les GrA-Ni®.

CHAPITRE I

REVUE DE LA LITTÉRATURE

Cette décennie a connu un développement accéléré des composites à matrice métallique (CMM) qui s'explique par la découverte de nouvelles technologies d'élaboration et par la demande croissante des pièces résistantes à l'usure. Ces composites sont, pour la plupart à matrice d'alliage d'aluminium renforcée avec des particules de carbure de silicium (SiC), de carbure de bore (B_4C) ou d'alumine (Al_2O_3). Les nombreuses applications potentielles des CMM dans les secteurs de l'automobile, de l'aéronautique et de l'armement en raison de leurs bonnes propriétés tribologiques expliquent aussi cet accroissement de l'intérêt porté aux CMM. A cela, s'ajoute le fait que leurs propriétés mécaniques et physiques peuvent être modulées selon les applications visées.

La résistance à l'usure des CMM à matrice d'alliage d'aluminium renforcée des particules dépend du type, de la taille et de la quantité des particules de renfort (Lane, 1992). Les métallurgistes ne cessent de développer et de moduler les compositions et la microstructure des CMM pour produire des composites résistant à l'usure. Tout dernièrement, un CMM contenant des particules de graphite revêtu du nickel et des particules de carbure en silicium a été développé (Bell et al., 1992). L'invention de ce composite, dont la résistance à l'usure surpasse celle des CMM contenant uniquement de SiC, a été saluée par les utilisateurs des pièces exigeant une haute résistance à l'usure telles que les chemises des pistons et les disques des freins des voitures. Ce composite est un bon candidat de remplacement des pièces en fonte grise, plus lourdes et ayant une faible conductivité thermique. Tout comme les composites à renfort de particules de céramique, le GrA-Ni® pose des sérieux problèmes d'usinage. Les mêmes particules de renfort qui améliorent la résistance à l'usure des composites sont abrasives et usent rapidement les outils de coupe (Cerio et al., 1993; Scheed

et al., 1994; Chadwick et Heath, 1989). Les outils en carbure conventionnel ne durent pas plus de cinq minutes de coupe. Cela entraîne le ralentissement de la production, une grande consommation des outils, et la perte de la précision et de la qualité des pièces finies.

Parce que le GrA-Ni® est un composite nouveau, il n'existe pas des données d'usinage sur ce composite. Ce chapitre analyse les travaux faits sur des CMM en général et qui peuvent nous servir de base lors de l'étude de l'usinabilité des GrA-Ni®. La présente revue de la littérature est structurée comme suit :

- La première partie est consacrée aux travaux sur les propriétés et les applications des composites particulaires, y compris le GrA-Ni®.

- La seconde partie analyse les travaux traitant de l'usinage et de l'usinabilité des CMM à renfort des particules de céramique.

- La troisième partie regroupe les travaux sur l'usure des outils lors de l'usinage des CMM à renfort de particules.

1.1 Les composites à matrice métallique (CMM)

D'après Jawaid (1992) et Barnes (1995), le composite à matrice métallique (CMM) est un terme générique utilisé pour une large classe de matériaux composés d'une matrice métallique ductile renforcée et d'un constituant fragile qui est généralement de la céramique. Les composites à matrice métallique (CMM) ont commencé à être appliqués avec succès dans les industries aéronautiques et aérospatiales depuis les années 70. Leur application dans les industries automobiles date du milieu des années 80. De nos jours, les applications et les variétés de CMM sont de plus en plus importantes.

1.1.1 Typologie des CMM

D'après Sucky et al. (1989), Coelho et al. (1994 et 1995), les CMM à base de particules font partie de la famille des matériaux composites à matrice métallique à renfort discontinu. Les particules de renfort sont sphériques ou polyédriques de diamètre variant de 0.5 à 100 µm. Les CMM sont obtenus directement par mélange des particules de carbure de silicium ou d'alumine au métal liquide.

Masounave et al. (1994) divise les composites à matrice métallique à base de particules en deux catégories selon la taille des particules de renfort à savoir :

- Ceux aux larges particules (plus de 100 µm de diamètre) qui sont pourvus d'une grande résistance à l'usure mais sont aussi très difficiles à usiner.

- Ceux aux petites particules (moins de 50 µm de diamètre) qui ont de bonnes propriétés de frottement et sont moins difficiles à usiner.

Selon la nature des particules de renfort, Masounave et al. (1994) distinguent :

- Les particules molles telles que le graphite et le talc dont l'introduction dans les composites apporte des propriétés de lubrification appréciables.

- Les particules dures telles que le carbure de silicium (SiC) qui ont une grande résistance à l'abrasion mais usent très vite les outils de coupe.

- Les particules d'alumine, intermédiaires entre les deux classes précédentes.

1.1.2 Propriétés et applications des CMM

1.1.2.1 Propriétés

Les CMM à matrice d'alliage d'aluminium renforcée de particules de céramique ont un faible rapport poids/volume, une haute résistance à l'usure, une conductivité et une diffusibilité thermique élevées, propriétés qui font d'eux des matériaux de choix pour l'aéronautique, l'aérospatial et l'automobile.

Les CMM peuvent être modulés de façon à obtenir, en plus d'un rapport poids/volume proche de celui de l'aluminium, l'une ou l'autre des propriétés suivantes (Jawaid et al. 1992; Zweben, 1988; Stucky, 1989):

- Une rigidité et une résistance à la déformation comparables à celles du titane.

- Une contrainte d'écoulement et un module d'élasticité d'une fois et demie ceux des alliages d'aluminium à haute résistance.

- Une résistance à l'usure approchant celle des aciers.

- Un coefficient d'expansion thermique qui équivaut à celui de l'acier inoxydable ou du béryllium.

- La présence du renfort en céramique permet d'obtenir un pouvoir d'amortissement élevé et de moduler le coefficient de dilatation thermique de zéro jusqu'à la valeur du métal. Comparés aux céramiques, les CMM particulaires ont une bonne conductibilité thermique et électrique.

1.1.2.2 Applications des CMM

Les propriétés des CMM les rendent particulièrement intéressants pour les secteurs de l'automobile, de l'aéronautique et de l'armement (Stucky, 1989; Smith et al. 1993; Bell, 1996; Scheed et al. 1996).

Les propriétés qui rendent les CMM attrayants pour des applications automobiles sont leur grande rigidité, leur léger poids et leur grande résistance à l'usure. Les applications potentielles incluent des bielles, des pistons, des composants de transmissions et les disques de frein.

Les applications des CMM dans les secteurs aéronautiques sont celles qui nécessitent un faible coefficient de dilatation thermique (cas du support du miroir du télescope spatial). Les militaires sont intéressés par les propriétés d'amortissement des ondes sonores des CMM qui font d'eux d'excellents matériaux pour fabriquer les coques et hélices des torpilles et des sous-marins.

Les CMM particulaires sont aussi utilisés dans les emballages et les supports des structures des composants électroniques. Pour ces applications, les propriétés recherchées sont :

- Faible coefficient d'expansion thermique qui s'accorde bien avec celui des composants électroniques.

- Forte conductivité thermique pour dissipation de la chaleur.

- Faible densité pour poids léger.

- Grande rigidité pour réduire les déformations.

1.2 Les composites graphitiques (GrA-Ni®)

Le terme GrA-Ni® désigne une famille des composites à matrice d'alliage d'aluminium renforcée avec des particules de céramiques (SiC ou Al_2O_3) et des particules de graphite revêtu de nickel. « GrA-Ni » tient pour graphite et nickel.

Le graphite est revêtu du nickel afin de faciliter la mouillabilité des particules et de les incorporer dans l'alliage d'aluminium. Badia et Rohatgi (1969) reconnaissent la difficulté de mélanger les particules de graphite dans les alliages d'aluminium en fusion à cause des tensions inter-faciales dues au fait que le graphite se ne mouille pas dans l'aluminium et que les deux matériaux ont des masses volumiques différentes (2.25 g/cm^3 pour le graphite et de l'ordre de 2.7 g/cm^3 pour les alliages d'aluminium comme le A356). En revêtant le graphite de nickel, le nickel offre une surface appropriée pour l'adhérence de l'aluminium et accroît la densité des particules de telle sorte qu'elles sont plus facilement étirées dans le mélange de l'alliage d'aluminium, Rohatgi et al. (1993). Cela n'empêche entièrement la ségrégation des particules de graphite car le revêtement de nickel se dissout dans le liquide de la matrice (Azzi et al. , 2000). Cependant il a été démontré qu'en maintenant le rapport du volume du SiC à celui des particules de graphite à 1.8, la suspension du graphite et des particules de SiC se stabilise (Stephenson et al. , 1995). L'évidence que le revêtement de la surface du graphite par le nickel accroît sa mouillabilité dans l'aluminium en fusion a été aussi démontrée par Prevot et al. (1996).

La technique de fabrication des composites GrA-Ni® est brevetée par la compagnie Inco Limited (Rohatgi et al., Brevet européen EP0567287A2, 1993). Elle ne peut pas être révélée dans ce travail par des raisons de confidentialité.

1.2.1 Typologie des composites GrA-Ni®

Les premiers GrA-Ni® étaient à base de particules de carbure de silicium (SiC) et de graphite revêtu de nickel. L'alumine n'a été essayée que plus tard. Les particules de SiC utilisées comme renfort ont une taille de l'ordre de 14 µm.

Un revêtement de nickel de l'ordre de 5 à 10 µm d'épaisseur est appliqué sur les particules de graphite qui ont une taille de l'ordre de 80 µm. Le graphite (Gr) ainsi revêtu (50% de nickel par poids) est incorporé dans de l'aluminium liquide. Lors de la solidification, il se forme aux interfaces nickel-aluminium un précipité intermétallique de Al_3Ni.

Les GrA-Ni® qu'on retrouve sur le marché sont :

GrA-Ni 10S.4G constitué de 10 vol% SiC, et 4 vol% Ni-Gr.
GrA-Ni 5A.4G constitué de 5 vol% Al_2O_3, et 4 vol% Ni-Gr.
GrA-Ni 6S.2.5G constitué de 6 vol% SiC, et 2.5 vol% Ni-Gr .

Nous présenterons au chapitre 2 les microstructures et une analyse détaillée des différents GrA-Ni®.

1.2.2 Propriétés et applications des GrA-Ni®

D'après Rohatgi, Bell et Stephenson (1993), le GrA-Ni® a les avantages des particules de deux types (dures et molles). Selon la quantité de SiC, la résistance et la dureté vont augmenter en même temps que la présence du graphite réduit le coefficient de frottement du composite.
La réduction du coefficient de frottement du GrA-Ni®, due à la dispersion du graphite dans ce composite, le rend très attractif pour les chemises de piston des automobiles (Rohatgi et Narendranath,1993; Bell et al. 1996 et 1997).

Le tableau 1.1 compare quelques propriétés du GrA-Ni10S.4G avec celles de l'alliage d'aluminium A356, des composites classiques et de la fonte. La conductivité thermique du GrA-Ni® est supérieure à celle de la fonte grise, alors qu'il maintient une masse volumique comparable à celle de l'aluminium.

Tableau 1. 1: Comparaison des propriétés du GrA-Ni10S.4G, de A356, des composites sans graphite et de la fonte (Bell et al., 1997)

Propriétés	GrA-Ni 10S.4G	A356	Al-9%Si 20 vol% SiC	Fonte grise
Masse volumique (g/cm^3)	2.75	2.685	2.77	6.9 - 7.35
Dureté (HRB)	39	55	77	75-150
Contrainte la rupture (MPa)	270	250-260	320	100-450
Élongation (%)	1	5	0.4	0.1-0.3
Dilatation thermique entre 30-100 °C	20.6	25.8	23	12
Conductivité thermique à 25°C (W/mK)	138.4	150.6	184.9	~50
Capacité calorifique à 25 °C (J/gK)	0.858	0.963	0.837	0.38

Rohatgi et Narendranath (1993) ont étudié la résistance à l'usure de deux GrA-Ni® l'un contenant 20 vol% de SiC et 5 vol% de graphite revêtu de nickel et l'autre contenant 20 vol% de SiC et 10 vol% de graphite revêtu de nickel. Ils l'ont comparée à celle des alliages d'aluminium (6061, Al390, 356, 360) et à celles des CMM à renforts durs (SiC) ou mous (graphite) séparément. Les points suivants ressortent de leur travail :

- Les composites pourvus des particules de SiC ont une meilleure résistance à l'usure que les alliages d'aluminium et les composites à un seul type de particules.

- Le taux d'usure des GrA-Ni® décroît avec la quantité de particules de SiC.

- L'augmentation de la quantité de graphite dans le composite réduit le coefficient de frottement du composite.

Les GrA-Ni® possèdent une résistance à l'usure élevée à cause de la présence :

- Des particules de renfort (SiC ou Al_2O_3) qui améliorent la dureté et, par voie de conséquence, accroissent la résistance à l'usure (Bell et al. , 1997).

- Du précipité intermétallique d'aluminide de nickel (Al_3Ni) qui se forme à l'interface de l'aluminium et du nickel, et qui accroît aussi la dureté (Bell et al. , 1997).

- Du graphite qui émerge et forme un film sur la surface des pièces, et qui agit comme lubrifiant solide, réduisant ainsi le coefficient de frottement et améliorant la résistance à l'usure, plus particulièrement dans les cas de service sous charge élevée et à sec (Ames et Alpas, 1993; Rohatgi, Narendranath et Brahms, 1993).

Les applications des GrA-Ni® couvrent bon nombre de secteurs tels que l'automobile où ils peuvent être employés comme chemise de piston ou disques de freins. Des essais d'usure accélérée sont actuellement conduits par la compagnie Ford sur des chemises de piston des engins d'automobile et sur les disques des freins. Ford détient deux brevets d'invention britanniques sur les disques autolubrifiants dont certains à base de composites à matrice d'aluminium. Une couche intermédiaire d'alliages à base de nickel et de graphite peut être appliquée pour former une barrière thermique (Cole et McCune, 1993 et 1994).

1.3 Usinabilité des CMM

L'usinabilité d'un matériau est la propriété qui caractérise sa faculté de se laisser tailler par un outil de coupe. Il peut être caractérisé par :

- Le débit de copeau obtenu par durée de vie utile de l'outil.
- La durée de vie d'un outil travaillant dans des conditions de coupe standards.
- La puissance, l'énergie consommée ou les efforts de coupe.
- L'état de surface des pièces produites et la géométrie du copeau.

Au moment où nous avons commencé nos travaux en 1996, rien n'était publié sur l'usinage des GrA-Ni®. La revue des banques de données à travers le monde n'a révélé que des travaux sur les méthodes de fabrication (Rothagi, 1969) et les propriétés tribologiques des GrA-Ni® (Rohatgi et Narendranath,1993).

Bon nombre d'articles ont été trouvés sur les procédés de fabrication des composites particulaires sans graphite (Mada et Ajersch, 1993; Wang et Ajersch, 1994) ou sur l'usinage de ces derniers (Chadwick et Heath, 1989; Heath, 1991; Lane 1990, 1992 et 1993; Oles et al., 1995; etc.). La majorité de ces travaux démontrent que les CMM à base des particules de SiC sont si difficiles à usiner que les outils en carbures conventionnels ne durent pas plus de cinq minutes de coupe. Plus encore, selon Mehta et Soni (1993), les lois et modèles mathématiques d'usinage existants, conçus pour les matériaux métalliques classiques, ne s'appliquent pas aux composites. Par exemple, le volume de métal enlevé par vie utile de l'outil croît avec l'augmentation de la vitesse

d'avance (Tomac et Tonnessen 1992; Masounave et al. 1994;). À tout cela s'ajoute le fait que les GrA-Ni® contiennent du nickel, du graphite et des précipités intermétalliques en plus des particules de céramiques, et que tous les composants sont coupés à la fois.

De plus, il est difficile de contrôler la distribution des particules de renfort dans la matrice des composites car le taux de solidification varie d'un point du composite à l'autre (Turenne et al., 1999). Une distribution hétérogène des particules de renfort peut briser l'outil de coupe à des endroits de forte concentration de particules dures (Ramrattan et Sitkins, 1996).

Les points suivants sont à retenir sur l'usinage des CMM à renfort de particules :

- Les outils au diamant sont les mieux appropriés pour les usiner (Masounave, 1994; Weinert et al. 1995; Chadwick, 1991).

- En raison de la grande variété des CMM (forme, taille et densité des renforts, matrices), chaque type de CMM nécessite une optimisation des paramètres de coupe pour pouvoir les usiner efficacement (Smith et al. 1993).

Pour mieux comprendre l'usinabilité des CMM à particules, nous analyserons tous les procédés et opérations d'usinage qui ont déjà été essayés.

1.3.1 Procédés d'usinage par enlèvement de métal

Selon les applications des CMM, les opérations d'usinage couramment utilisées sont le tournage, le fraisage, le perçage, le taraudage, et le sciage.

De nombreux auteurs s'accordent à reconnaître que les CMM à base de particules de céramique ne sont pas faciles à usiner. Il s'agit entre autres auteurs de : Baptista et al. (1995); Barnes et Pasby (1995); Burkes et al. (1992); Chadwick et Heath (1989), Chadwick (1991); Jawaid et al. (1992); Lane (1990, 1992a et 1992b); Masounave (1994); Tomac (1992); Scheed (1994), Weinert et al. (1995); Ramrattan et Sitkins (1996). Barnes et Pasby (1995) ont souligné d'importants points suivants dans leur travail :

- Certains CMM sont plus faciles à usiner que d'autres selon le type de matrice, le type de renforts et le traitement thermique qu'a subi le composite.

- Usinés sous des conditions qui ne présentent pas d'écaillages de l'arête de l'outil, le taux d'usure va croître avec la nature abrasive des CMM.

- Si l'arête rapportée qui se forme est stable, la durée de vie des outils sera longue, même si le CMM est très abrasif.

- La présence d'une arête rapportée non stable va générer un accroissement d'usure due à l'écaillage de l'arête de coupe.

Le perçage des composites à matrice métallique demeure un « casse-tête » parce que la géométrie de la pointe et du bec des forets est plus complexe que celle des outils de tournage, Lane (1993). La fabrication des forets en diamant brasé est limitée par la taille et la géométrie de la pointe. L'autre problème

majeur rencontré lors du perçage des composites est la mauvaise circularité et une erreur dimensionnelle élevée (Di Llio et al. ,1992).

L'usinage par enlèvement de matière n'est en général efficace que si le matériau à usiner est moins dur que l'outil de coupe. Or, les particules de céramique utilisées comme renforts dans les CMM sont plus dures que la majorité des outils de coupe (à l'exception du diamant) et usent plus vite les outils. C'est pour cette raison que plusieurs auteurs se sont intéressés à l'utilisation des techniques non traditionnelles pour l'usinage des CMM.

1.3.2 Usinage par méthodes non conventionnelles

Bien qu'aucun travail n'ait été retrouvé dans la littérature qui traite de l'usinage des composites par procédés chimiques ou électrochimiques, plusieurs autres procédés non traditionnels ont déjà été essayés. Il s'agit de :

- L'usinage au laser (Utsunomiya et al, 1987; Wallace et al., 1986 cités par Looney et al, 1990; Scheehan, 1993; Schucker et Vees, 1993).

- L'usinage par ultrasons (Gilmore, 1993),

- L'usinage par jet d'eau (Neussen, 1987; Rohatgi et al. 1988; et Hashish 1992),

- L'usinage par électroérosion (Manami et al 1986 cités par Looney; Ramalu 1988; Poon et Lee 1993, et DeSilva et Rankine, 1995)

- Les procédés traditionnels modifiés (Mcginty,1985 ; Scheed et al. 1996).

La technique de Scheed et al. (1996) appelée « perçage en phase pâteuse » consiste à chauffer la pièce pour provoquer la formation de métal liquide en avant de la pointe du foret. Cette technique contribue à réduire l'usure du foret et les forces de coupe. Cependant, comme dans tout procédé d'usinage thermique, la chaleur peut endommager la surface, la structure ou les propriétés de la pièce.

Selon Lonney et al (1990), seules l'électroérosion et l'usinage par jet d'eau abrasif sont prometteurs pour l'usinage des CMM. L'usinage au laser endommage la surface (Gilmore 1993) et l'usinage par ultrasons est lent.

1.3.2.1 L'usinage par jet d'eau abrasif

L'usinage des CMM par jet d'eau abrasif a été essayé par Neussen et al. (1987), Rohatgi et al. (1988), et Hashish (1992).

L'utilisation de cette méthode est motivée par le fait qu'il n'y a pas de dommage dû à la chaleur lors du procédé et il n'y a pas de problème d'usure. Un des désavantages est que l'état de surface de la partie supérieure est meilleur que celui de la partie inférieure qui est très rugueuse (Ra de l'ordre de 4.72 à 7.98 µm pour les CMM aux particules de SiC). Scheehan (1993) remarque que lors de l'usinage par jet d'eau, le composite absorbe de l'eau, ce qui déloge les renforts et détériore la pièce. Ce procédé est lent (débit ~ 3.3 cm^3/min contre 100 cm^3/min pour les procédés traditionnels) et les trous générés sont coniques (Hashish, 1992).

1.3.2.2 Usinage par électroérosion

L'usinage par électroérosion (ou EDM du terme anglais « Electrical Discharge Machining ») qui a la particularité d'usiner des matériaux sans égard à leur dureté, peut être appliqué à l'usinage des CMM, car ils sont conducteurs d'électricité. Poon et Lee (1993) pensent que l'usinage par électroérosion peut ouvrir de nouvelles portes pour l'usinage des CMM. En plus de la possibilité d'usiner des pièces de formes complexes et variées, l'électroérosion ne déforme pas les pièces et produit des surfaces sans ébavurages.

L'usinage par électroérosion des CMM a été essayé par Manami et al (1986); Ramalu (1988); Poon et Lee 1993; et par DeSilva et Rankine (1995). Selon ces auteurs, l'électroérosion est un procédé efficace pour l'usinage des CMM à base d'aluminium car il y a moins d'usure de l'électrode.

Le procédé est néanmoins lent. Le débit du copeau, utilisé pour les CMM, est de l'ordre de 0.25 cm^3/min (DeSilva et Rankine 1995), soit 10 fois plus petit que celui de l'usinage par jet d'eau (3.3 cm^3/min) et 400 fois plus petit que celui des procédés conventionnels (100 cm^3/min). Les trous percés par électroérosion avec une électrode non corrigée sont aussi coniques.

Selon Poon et Lee (1993), le problème associé à l'électroérosion des CMM est que la matrice d'alliage d'aluminium est conductrice d'électricité mais les renforts (SiC par exemple) le sont beaucoup moins. Plus les CMM contiennent des particules, plus l'électrode va s'user. Par ailleurs, Gilmore (1993) a remarqué que les composites usinés par électroérosion accusent une diminution de leur résistance à la fracture, une surface endommagée par la chaleur pouvant s'étendre jusqu'à 50 µm de profondeur, et des fissures.

Au terme de cette analyse portant sur l'utilisation des procédés non conventionnels pour l'usinage des CMM, il ressort que l'électroérosion et l'usinage par jet d'eau abrasif peuvent être utilisés dans le cas des pièces complexes. Mais, en raison de leur bas taux d'enlèvement de métal, ils ne sauraient être envisagés pour une grande production. De plus, le fini des pièces est moins bon que celui obtenu en usinant les CMM par procédés conventionnels.

1.3.3 Les outils de coupe

Des paramètres affectant l'efficacité des opérations d'usinage par enlèvement de métal, l'outil de coupe est l'un des plus critiques. La sélection du matériau de l'outil de coupe est guidée par des facteurs dont les plus importants sont :

- La dureté et la condition de la pièce à usiner.
- Le type d'opération d'usinage.
- La précision et l'état de surface requise.

1.3.3.1 Propriétés requises pour l'usinage des CMM

La propriété la plus recherchée pour les parties actives des outils de coupe lors de l'usinage des composites est la résistance à l'usure élevée. La résistance à l'usure par abrasion d'un outil de coupe est en grande partie gouvernée par sa dureté superficielle. Celle-ci doit être au moins égale à 1.2 celle du matériau de la pièce usinée.

Du point de vue de la dureté, le diamant polycrystallin (PCD), les carbures revêtus du diamant (DCC) et le nitrure de bore cubique (PCBN) sont les seuls suffisamment durs pour usiner des CMM à renfort de carbure de silicium ou de carbure de bore (Figure 1.1). Pour ce qui est des CMM contenant Al_2O_3, les diamants et les carbures comme le carbure de titane, le carbo-nitrate de titane (TiCN) et TiAlN peuvent les usiner.

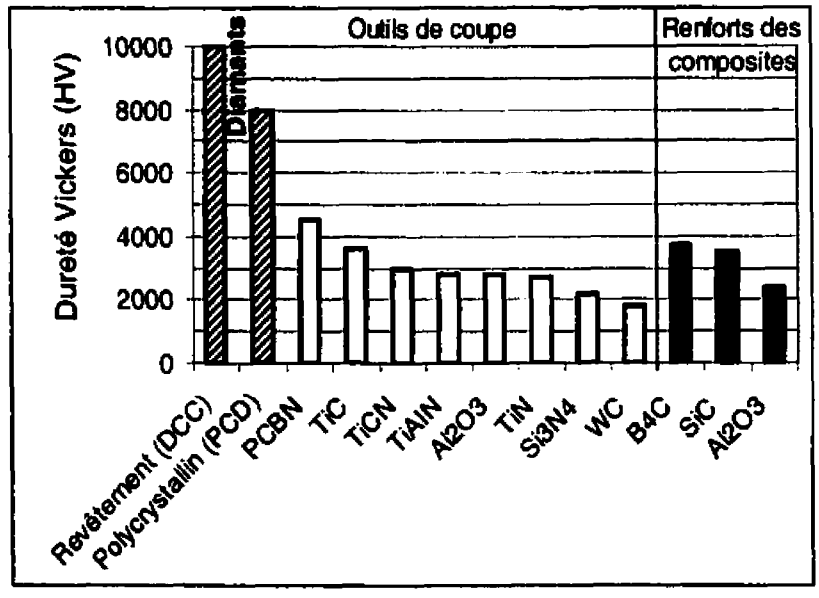


Figure 1. 1 : Duretés des renforts des CMM comparées à celles des outils

(Compilé à partir de :Gat et al. 1995; Metals Handbook ,1989; Abrao et al, 1993).

PCD: Diamant polycrystallin.

DCC: Carbure revêtu du diamant (du nom anglais «Diamond-coated carbide»).

PCBN: Nitrure de bore cubique polycrystallin

TiC: Carbure de titane

TiN: Nitrure de titane

TiCN: Carbo-nitrure de titane

TiAlN: Alumino-nitrate de titane

Al2O3: Alumine

Si3N4: Niture de silicium (céramique)

Wc: Carbure de tungstène

B4C: Carbure de bore

1.3.3.2 Les diamants

Le diamant et le nitrure de bore cubique sont les matériaux à outil les plus durs connus à l'heure actuelle. Cependant, le diamant s'oxyde dans l'air et réagit chimiquement avec des métaux ferreux. Le nitrure de bore cubique est stable dans l'air et lorsqu'en contact avec les métaux ferreux. C'est pour ces raisons que leurs champs d'applications sont différents :

- Le diamant est utilisé pour l'usinage des métaux non ferreux comme les alliages d'aluminium, les composites à matrice métallique (CMM), les alliages de cuivre, les métaux précieux (or, platine), les plastiques abrasifs, les verres, les composites à fibres de carbone, les céramiques vertes, les carbures de tungstène, le bois abrasif et les pierres naturelles.

- Le nitrure de bore cubique (CBN) quant à lui est utilisé sur des métaux ferreux comme les aciers à outil, le fer dur, la fonte grise, les aciers durs et les fers.

Les diamants utilisés pour l'usinage des composites sont de deux types (Figure 1.2) : le diamant polycrystallin (ou « Polycrystalline Diamond », PCD) et les carbures revêtus de diamant (ou « Diamond Coated Carbide », DCC).

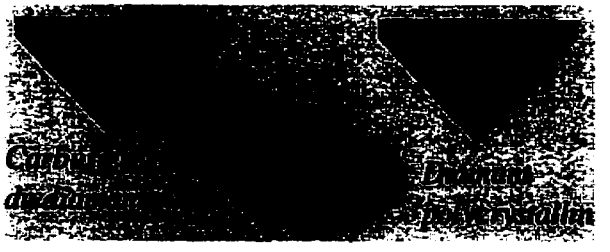


Figure 1. 2: Photo des plaquettes en diamant (adapté de Crystallume Inc., 1994)

Le diamant polycrystallin (PCD)

Les plaquettes en diamant polycrystallin consistent en un morceau solide de diamant polycrystallin (plusieurs cristaux de diamant liés par le cobalt) brasé sur un coin de la plaquette (Figure 1.2).

Les propriétés remarquables du diamant en tant qu'outil de coupe sont:

- Sa dureté élevée.
- Bas coefficient de dilatation qui lui confère une excellente résistance aux chocs thermiques.
- Sa conductivité thermique est très élevée de tous les matériaux à outil.

Le diamant polycrystallin a quelques limitations à savoir :

- Il est très fragile et ne peut donc pas être utilisé dans des conditions de coupe instables (interrompues).
- Il est cher et limité en géométrie.
- La température dans la zone de coupe ne doit pas dépasser 600 °C (Sandvik, 1994). Aux environs de 600°C, les contraintes thermiques résiduelles, produites par le fort taux de dilatation thermique du cobalt, liant dans les plaquettes, affaiblissent le diamant polycrystallin.

Le carbure revêtu de diamant (DCC)

Les carbures revêtus du diamant consistent en un film de diamant (d'épaisseur inférieure à 50 µm) déposé sur les plaquettes en carbure de tungstène par procédé chimique sous vapeur. Ses avantages sont entre autres :

- Sa résilience (résistance à la fracture) est plus élevée que celle du diamant polycrystallin. Par conséquent, les carbures revêtus de diamant sont moins sensibles aux chocs mécaniques.

- La stabilité chimique à haute température de carbures revêtus de diamant est supérieure à celle du diamant polycrystallin.

- Ils sont interchangeables et jetables (pas de reconditionnement).

- Ils couvrent une grande variété de géométrie incluant les forets, les outils à bout sphérique et les outils pourvus de brise-copeaux.

- Ils offrent la performance du diamant polycrystallin à moindre coût de revient (plus d'arêtes coupantes/plaquette, leur vie utile est 50 fois plus élevée que celle des carbures pour un coût uniquement 10 fois celui des carbures).

Les inconvénients des carbures revêtus de diamant sont :

- Les arêtes ne sont pas aussi tranchantes que celles du PCD.

- Le coefficient de frottement sur les faces actives de l'outil est plus élevé que celui qu'on obtient sur les faces du diamant polycrystallin.

1.3.3.3 Autres matériaux des outils

Looney et al. (1990) ont tenté d'usiner les CMM à matrice d'alliage d'aluminium à renfort de particules de SiC avec le nitrure de bore cubique (CBN). Pour des vitesses de coupe allant 15 à 100 m/min, le nitrure de bore cubique avait une usure minime. Les vitesses de coupe testées dans ces travaux sont si basses qu'elles ne peuvent pas justifier le prix des outils en nitrure de bore cubique.

Le nitrure de silicium (Si_3N_4) a aussi été essayé par Cerio (1993) et Barnes (1995) sur les composites particulaires, mais sa performance était médiocre. Par contre, revêtu d'une couche de diamant, le nitrure de silicium peut usiner pendant 20 minutes à la vitesse de 708.6 m/min avant que l'outil ne s'émousse.

1.4 Usure des outils de coupe lors de l'usinage des CMM

L'usure des outils entraîne des conséquences importantes sur le processus de coupe par enlèvement de matière. On peut noter la perte de la précision dimensionnelle et la détérioration de l'état de la surface générée. La défaillance de l'outil entraîne un manque à gagner sur le plan économique. Connaître le phénomène d'usure permet de rechercher des moyens de la minimiser, de sélectionner des outils et des conditions de coupe adaptées pour tout type d'application. Il existe toujours une usure idéale pour chaque type d'usinage qui varie selon le matériau, le revêtement et la géométrie de l'outil, les conditions de coupe et la stabilité du système technologique.

1.4.1 Mécanismes d'usure des outils de coupe

Les principaux mécanismes de dégradation de l'outil qu'on rencontre lors de la coupe par enlèvement de métal sont : l'abrasion, la diffusion, l'oxydation, l'adhésion et la fatigue qui peuvent être accompagnées d'écaillages, de fractures, d'usure en entaille ou des déformations plastiques.

Lors de l'usinage des composites à base de particules, les renforts exercent sur l'outil des actions abrasives (Figure 1.3) semblables à celles d'une meule de rectification (interfaces outil-copeau et pièce-outil). Dans le cas des composites graphitiques, l'usure par abrasion est principalement causée par les particules dures (SiC ou Al_2O_3) contenues dans de le composite.

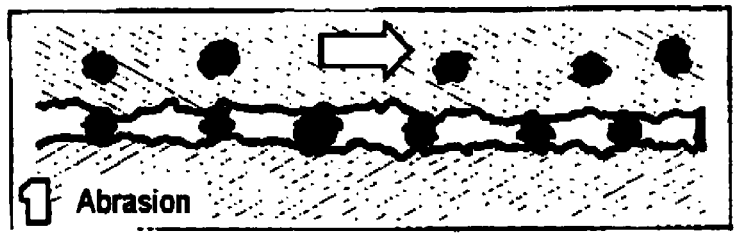


Figure 1. 3: Mécanismes d'usure par abrasion (adapté de Sandvik, 1994)

L'habilité d'un outil de coupe à résister à l'usure par abrasion est dans une large proportion liée à sa dureté. L'usure abrasive qu'on rencontre lors de la coupe par enlèvement de métal est du type causé par deux surfaces frottant l'une sur l'autre (abrasion de 2 corps). Les aspérités dures de la pièce ou du copeau sont pressées contre les faces de l'outil de coupe.

1.4.2 Usure des outils au diamant lors de l'usinage des composites

Le mode d'usure principal, rapporté dans des travaux sur l'usinage des CMM à base de particules de céramiques avec l'outil au diamant est l'abrasion. Des mini-écaillages de l'arête (cas 7, Figure 1.4) de coupe ont aussi été aussi rapportés lors de l'usinage des composites (Barnes et Pashby 1995).

Des effondrements de l'arête (cas 8, Figure 1.4) ont été rapportés par Cronjager et Meister (1992) lors du fraisage des CMM aux particules à des vitesses de coupe en dessous de 250 m/min. Au-dessus de cette vitesse, l'effondrement disparaît. Les mêmes auteurs ont observé l'arête rapportée (cas 9, Figure 1.4) aux avances au-dessus de 0.6 mm/dent. Ils ont aussi remarqué que l'application du fluide de coupe augmente le taux d'usure de l'outil. Cronjager et Biermann (1991) expliquent cet impact négatif du fluide par le fait que l'utilisation du fluide de coupe diminue la taille et la probabilité de formation d'arête rapportée qui protège la pointe de l'outil. Le fluide de coupe joue un rôle de refroidissement de la zone de coupe et cela entraîne un abaissement de la température de coupe qui résulte en un accroissement de la résistance de la matrice qui retient plus les renforts.

Des bavures observées à l'entrée et à la sortie des trous percés avec des forets au diamant ont été attribuées à la présence d'arête rapportée sur le foret par Cronjager et Mister (1991). Cependant, remarquent Barnes et Pashby (1995), puisque la taille de ces bavures grandit avec l'usure, il est fort probable qu'elle est plutôt associée à l'arrondissement des lèvres du foret qui s'usent par abrasion. D'autres auteurs, à l'instar de Tomac et Tonnessen (1989), ont soutenu que le phénomène d'arête rapportée ne peut pas se manifester sur le diamant polycrystallin et d'autres n'ont fait aucune mention de ce type d'usure lors de l'usinage des CMM.

Par contre, le phénomène d'arête rapportée a été observé par Cronjager et Biermann (1991) sur des outils en diamant lors du tournage des CMM à renfort de SiC. Cependant la taille de cette arête rapportée est moins importante que celle observée sur les carbures. Looney et al (1990) l'ont aussi observé sur des nitrures de bore cubique lors du tournage des CMM contenant 25 vol% de SiC. Ces auteurs affirment qu'aux basses vitesses de coupe, cette arête rapportée est stable et forme une pseudo-arête qui protège l'arête de coupe réelle.

Les carbures revêtus de diamant s'usent soit par écaillage du film de diamant, soit par fissuration en plus de l'usure progressive (Cerio et al.,1993).

Lane et Finn (1992) ont comparé la performance de diamant polycrystallin avec celle des outils en nitrure de silicium revêtu des films de diamant. Lors du fraisage de bout du composite DURALCAN F3S 20S-T6, CMM à base d'aluminium renforcée de SiC (20 vol%), ils ont noté que les films épais (~500 µm) de diamant brasé sur des carbures de tungstène se fracturent à l'interface carbure-film de diamant. Au début de la coupe, les films minces (~10 µm) déposés sur les nitrures de silicium tiennent bon mais le substrat lâche prématurément : le film s'enlève, exposant le substrat à une usure progressive accélérée.

1.4.3 Manifestations de l'usure des outils de coupe

L'usure se manifeste principalement sous deux formes : usure en cratère sur la face de coupe ou usure en dépouille sur la face de dépouille de l'outil (cas 1 et 2, Figure 1.4).

L'usure en dépouille est surtout le produit de l'abrasion due aux frottements entre la pièce et la face en dépouille de l'outil. Elle se manifeste par une nouvelle face

de dépouille taillée depuis l'arête (Figure 1.4). L'usure en dépouille est le plus fréquent des modes d'usure et représente l'usure optimale si elle est uniforme.

L'usure en cratère (cas 2, Figure 1.4), est produite sous l'effet des contraintes mécaniques et thermiques, et surtout du frottement intense du copeau sur la face de coupe de l'outil. Masounave et al (1994) remarquent que le cratère ne s'observe pas lors de l'usinage des CMM à renfort de Al_2O_3 avec les outils en diamant. L'usure par déformation plastique de l'arête de l'outil (cas 3, Figure 1.4) n'a aussi pas lieu lors de l'usinage des CMM.

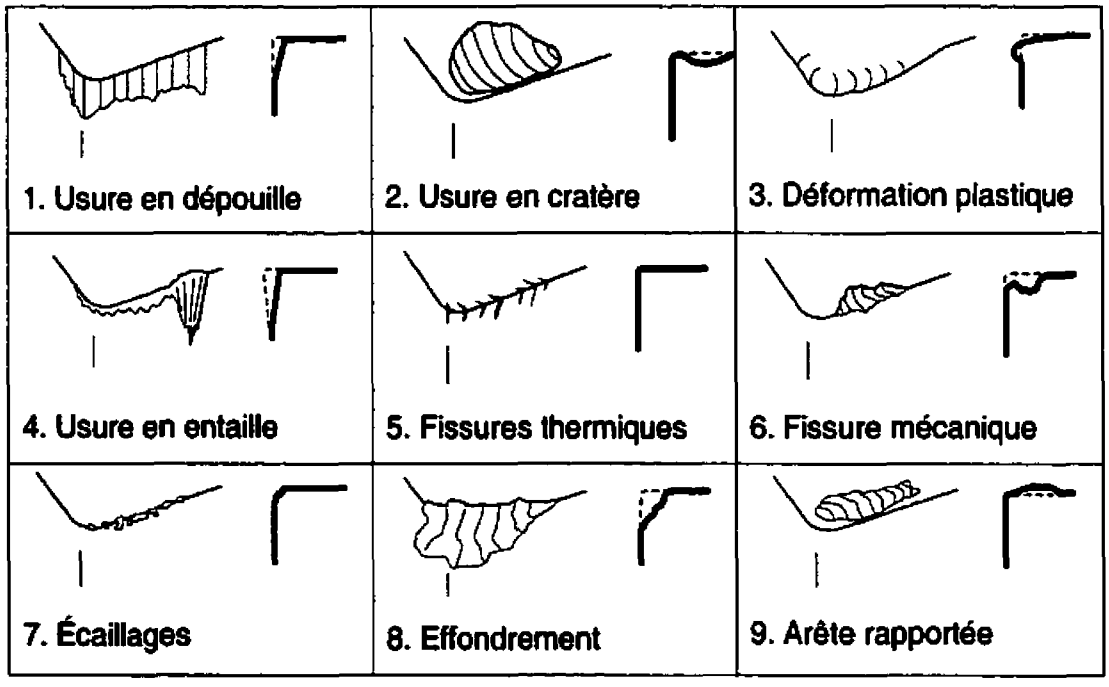


Figure 1. 4: Modes d'usure des outils de coupe (Adapté de Sandvik, 1994)

1.4.4 Stratégies de réduction de l'usure abrasive

L'usure abrasive résulte du frottement d'une surface dure et abrasive sur une surface molle ou lorsque qu'un contaminant (particules libres prises entre deux surfaces en mouvement relatif) grattent les surfaces des deux corps. Les particules de copeaux peuvent agir comme contaminants lors de l'usinage, ce qui fait que les deux types d'usure abrasive (à 2 corps ou à 3 corps) peuvent se présenter. L'usure par abrasion peut être réduite par :

1.4.4.1 Stratégies et conditions d'usinage

- **Lubrification**

  L'utilisation d'une lubrification abondante réduit généralement le taux d'usure des outils lors de la coupe des métaux conventionnels. Par contre, dans le cas des composites, l'utilisation du fluide de coupe lors du perçage ne réduit pas le taux d'usure (Baptista et Dawin, 1995) ou aggrave l'usure des outils (Cronjager et Biermann, 1991).

- **Dureté des outils de coupe**

  Déjà discuté à la section 1.3.3.1 (propriétés requises pour usiner les CMM)

- **Choix des paramètres de coupe**

  Il est recommandé d'usiner les CMM avec de grandes avances et profondeurs de coupe pour réduire le taux d'usure par abrasion (Ramrattan 1996; Lane, 1990; Finn,1996; Songmene,1997).

1.4.4.2 Approche métallurgique

- **Taille et pourcentage des particules de renfort**

  La taille et la forme des particules de renfort déterminent le degré des difficultés rencontrées lors de l'usinage des CMM. Une augmentation de la concentration du composite en particules de SiC (de 20% à 30%), dans beaucoup d'alliages d'aluminium réduit la vie des outils de coupe en diamant de 21%. Une réduction de la taille des particules de SiC de 27% contribue à l'augmentation de la vie utile du diamant de 500% (Lane, 1992)

- **Nature des particules de renforcement**

  Déjà discuté à la section 1.3.

- **Composition de la matrice d'alliage d'aluminium et traitement thermique**

  Une étude de l'influence de la composition chimique et du traitement thermique a montré que l'effet de la matrice peut être significatif (Lane, 1992b). L'usure par abrasion peut être réduite et la vie utile des outils en diamant (PCD) améliorée de 100 à 300% si le composite est usiné juste après une mise en solution et avant la trempe ou le vieillissement (Ramrattan et Sitkins 1996; Barnes et Pashby, 1995).

1.5 Conclusion de la revue de la littérature

L'usure des outils est un phénomène inévitable. La question n'est pas et n'a d'ailleurs jamais été de savoir si les outils s'usent mais plutôt de savoir quels types et mécanismes d'usure sont en place afin de prendre des actions pour les balancer ou les réduire. Il ressort de la revue de littérature présentée dans ce chapitre les points suivants :

- L'usinage des GrA-Ni® n'a pas encore fait objet d'étude.

- L'usinabilité des GrA-Ni® peut varier suivant les rôles que vont jouer les particules de graphite, le nickel et le précipité intermétallique NiAl3 qui se forme lors de la solidification du composite. Le graphite pourra servir de lubrifiant solide comme cela a été démontré lors des essais de résistance à l'usure par Ames et Alpas (1993) ainsi que par Rohatgi et al (1993), mais on ne peut prévoir, d'emblée, quantitativement son impact sur l'indice d'usinabilité.

- L'usinabilité des CMM à base de particules varie selon la nature, la taille et la quantité des renforts. Ces composites usent les outils de coupe essentiellement par abrasion. Les outils au diamant sont assez durs pour usiner efficacement la plupart des CMM à renfort de particules de céramique.

- Les procédés non conventionnels sont si lents qu'ils ne peuvent pas être utilisés efficacement pour l'usinage en grande production des composites.

Nous nous concentrons dans la suite de cette thèse sur les procédés par enlèvement de métal. Au chapitre II, nous formulons la problématique et élaborons la démarche à suivre pour étudier l'usinage des GrA-Ni®.

CHAPITRE II

FORMULATION DU PROBLÈME ET PROCÉDURE EXPÉRIMENTALE

2.1 Problématique

Nous avons vu au chapitre I qu'aucun travail portant sur l'usinage du GrA-Ni® n'a été fait ou publié. Il est aussi ressorti que les CMM renforcés de SiC sont usinés avec des outils en diamant. Étant donné le prix, le manque de flexibilité en géométrie des outils en diamant polycrystallin brasé, nous utiliserons les outils en carbure pour comparer l'usinabilité et les outils en diamant pour des essais d'optimisation des conditions de coupe.

Les difficultés d'usinage des composites graphitiques se traduisent comme suit :

- Existe-t-il des outils pouvant les usiner plus efficacement et à des coûts acceptables, compétitifs? Si oui, quelles conditions de coupe doivent-elles être utilisées ?

- Comment maintenir le fini de surface des pièces en GrA-Ni® précis et constant ?

- Si l'usinage des composites n'obéit pas aux lois mathématiques préétablies pour les matériaux métalliques, quels modèles mathématiques d'usinage régissent l'usinage des GrA-Ni® ?

Notre travail tentera d'apporter des éléments de réponse à ces questions et développera des orientations sur les conditions de coupe appropriées pour les GrA-Ni®. Pour y parvenir, nous adoptons la démarche suivante :

- Analyse comparative de l'usinabilité des différents composites GrA-Ni® entre eux et avec un CMM du même genre ne contenant pas des particules de graphite revêtues de nickel (chapitre III).

- Établissement des données d'usinage en utilisant des outils en carbure conventionnel et des outils en diamant.

- Développement des modèles mathématiques de prédiction des indicateurs de performance d'usinage du GrA-Ni®.

- Optimisation des conditions de coupe (fraisage, tournage, perçage) en vue d'établir les paramètres à recommander pour l'usinage des GrA-Ni®.

2.2 Procédure expérimentale

2.2.1 Essais par plans d'expérience

Nous nous servirons des plans d'expérience pour quantifier les influences des paramètres de coupe sur les indicateurs de performance d'usinage. Toutes les planifications des expériences et l'analyse statistique des résultats sont faites avec le logiciel Statgraphic Plus (version 3.1). C'est un logiciel spécialisé pour la planification et l'analyse des expériences. Pour chaque type d'étude, nous adopterons la démarche suivante :

- Établissement du but et des objectifs des essais.

- Sélection des variables d'entrées (facteurs) et de sortie (réponses).
- Choix du type de plan d'expérience.

- Conduite des essais.

- Détermination des facteurs influents.

- Modélisation rapide des réponses.

- Recherche des paramètres optimaux.

- Validation des résultats.

L'application des plans d'expérience pour l'étude des procédés de coupe remonte très loin. Wu (1964) a utilisé cette technique pour mener une étude d'optimisation de la durée de vie des outils de coupe. Devor et al. (1977) s'en sont aussi servis pour étudier l'influence de la variation de la durée de vie des outils sur le développement des modèles de durée de vie. Furness et al. (1996) les ont utilisés pour étudier les effets de l'avance, de la vitesse et de l'usure du foret sur la qualité des trous générés par perçage. Cette méthode offre de nombreux avantages parmi lesquels:

- Diminution du nombre des essais, donc du coût des essais.

- Détection des interactions entre les facteurs.

- Détection des conditions optimales.

- Meilleure précision des résultats.

- Modélisation et optimisation aisées des résultats.

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

2.2.2 Essais par la méthode de variation d'un facteur à la fois

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

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

2.2.3 Variables et réponses

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

- L'usure et la vie des outils

- La productivité ou volume de copeau débité.
- Les forces de coupe.
- L'état de surface des pièces.
- Le coût d'usinage.

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

- Le type de composite (nature et quantité des renforts).
- Les outils de coupe utilisés.
- Les paramètres de coupe (vitesse, avance, profondeur et largeur de coupe).
- Nous indiquerons au cours de chaque étude les variables maintenues constantes.

2.3 Dispositif expérimental

2.3.1 Opérations et outils de coupe

Tournage

- Outils en diamant polycrystallin (PCD).
- Outils en carbure revêtu 25 µm d'épaisseur de diamant (DCC).

- Géométrie du porte-outil

  - Code: CTGPR 123 B fabriqué par la compagnie Kennametal

  - Angle d'attaque: 90°.

  - Angle de coupe : 0 °

  - Angle de coupe axiale: 11°.

<u>Fraisage</u>

- Outils en carbure revêtu du carbonitrure de titane (TiCN).

- Outils en diamant polycrystallin (PCD).

- Outils en carbure revêtu de 25 µm d'épaisseur de diamant (DCC).

- Géométrie des plaquettes de tournage et de fraisage en diamant :

  - Code ISO des plaquettes : TPGN 16 03 08.

  - Angle de dépouille : 11°

  - Angle d'attaque : 90°.

- Rayon au bec : 0.8 mm

Géométrie du porte-outil de fraisage.

- Code: KISR-1.5-TP3-0, fabriqué par Kennametal.
- Diamètre de l'outil: 38.1 mm (1.5 pouces).
- Nombre des plaquettes: 3
- Angle d'attaque: 90°
- Angle de coupe arrière : 0°
- Angle de coupe axiale : + 5°

Géométrie des plaquettes en carbure revêtu de TiCN :

- Code des plaquettes : ADKTR 15 05 fabriquées par la compagnie ISCAR
- Angle de dépouille : 15° ; angle d'attaque : 90°
- Géométrie du porte-outil :
  - Code: E90AD-D1.5-w1.25 , fabriqué par ISCAR.
  - Diamètre de l'outil: 38.1 mm (1.5 pouces).
  - Nombre des plaquettes: 4

- Angle d'attaque: 90°

- Angle de coupe axiale: 9-12°.

Perçage

- Forets en acier rapide sans revêtement

- Forets en acier rapide revêtu de carbure de titane (TiC)

- Forets en carbure revêtu de diamant (DCC)

Tous ces forets ont la même géométrie qui est :

- Diamètre : 9.9 mm (25/64 pouces).

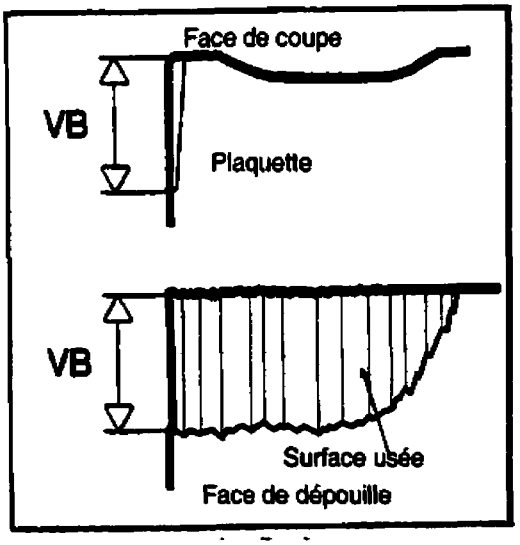
- Angle de point : 118 °

- Largeur de la bande : 2 mm

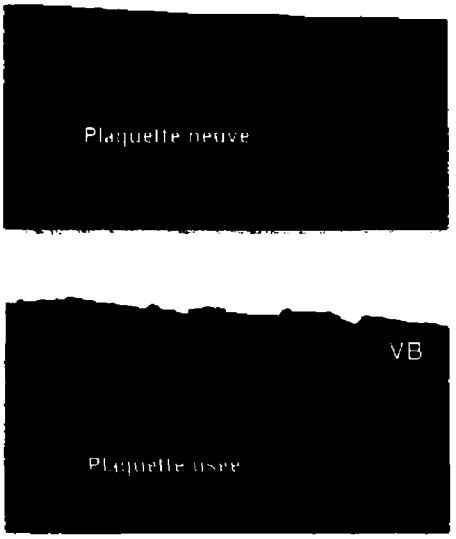
Les essais seront conduits à sec parce qu'il a été vu que l'utilisation du fluide de coupe aggrave l'usure. Chaque utilisation de fluide coupe sera spécifiée. L'usure des outils, paramètre qui conditionne la plupart des indicateurs de performance d'usinage, sera évaluée comme indiqué à la section suivante.

2.3.2 Évaluation de l'usure des outils.

L'usure en dépouille est la plus importante sur le plan pratique en ce sens qu'elle conditionne en même temps l'état de surface de la pièce usinée et la précision dimensionnelle. On la caractérise par la distance entre l'arête de coupe initiale et la droite associée aux crêtes situées sur la face de dépouille (VB, Figure 2.1). Dans le cas d'une usure irrégulière, l'on est amené à considérer l'usure maximale (VBmax). L'usure en dépouille de l'outil est évalué selon les recommandations de la Norme ISO 3685 (Essai d'usure avec outil à arête coupante unique) et la norme ISO 8688-1 (Essai de durée de vie en fraisage de face).



a) Procédure de mesure de l'usure en dépouille des outils de coupe (adapté de Sandvik, 1994)



b) Exemple d'usure en dépouille

Figure 2.1: Procédure de mesure de l'usure en dépouille des outils de coupe

2.3.3 Machines-outils et pièces

Machines-outils

- Fraisage et perçage : Centre de fraisage à 3 axes (Fadal VMC 6030).
    - Vitesse de rotation maximale : 10,000 tr/min .
    - Puissance : 20 kW.
    - Vitesse d'avance maximale : 6.35 m/min
    - Vitesse d'avance à vide : 10.16 m/min.
- Tournage : Centre de tournage (OKUMA CADET)
    - Vitesse de rotation maximale: 3500 tr/min.
    - Puissance : 10 kW.

Pièces

Les composites GrA-Ni® étudiés sont pour la plupart constitués de matrice d'alliage d'aluminium et renforcés avec des particules de céramique (SiC, ou Al_2O_3, et plus ou moins de graphite revêtu de nickel). Différentes pièces seront utilisées selon le cas. Elles seront:

- Chemises de piston des moteurs d'automobiles en GrA-Ni 10S.4G pour le tournage;

- Des cubes de GrA-Ni® aux particules de renfort variées (SiC+ graphite+ nickel, Al_2O_3 + graphite+Nickel). Les compositions des particules de renfort seront aussi considérées comme variables.

- Des cubes de CMM conventionnels renforcés uniquement de SiC (Al-9Si-20SiC) manufacturés par Alcan pour comparer les usinabilités.

2.3.4 Instruments de mesure

Les instruments de mesure suivants seront utilisés:

- Microscope optique (Toolmaker Mittutoyo 100) pour mesurer l'usure.

- Microscope électronique à balayage pour étudier les mécanismes d'usure et pour analyser la microstructure des pièces à usiner.

- Profilomètre (SUFTEST 300) pour évaluer l'état de surface des pièces.

- Dynamomètre à table KISTLER 9255B pour mesurer les forces de coupe.

Avant de commencer les essais, analysons la composition des composites graphitiques afin de relever comment ses constituants pourront influencer l'usinabilité.

2.4 Structure des GrA-Ni®.

Les composites GrA-Ni®, comme nous l'avons mentionné au chapitre I, consistent en une matrice d'alliage d'aluminium renforcée des particules de SiC (10-15 µm) ou de Al2O3 et des particules de graphite (80-150 µm) revêtues d'une couche de nickel (5-10 µm).

Selon Badgia et Rothagi (1969), le revêtement de nickel permet aux particules de graphite d'être mouillée par l'aluminium liquide suite à la réduction de l'angle de contact du liquide-solide. Cela n'empêche totalement la ségrégation des particules de graphite car le revêtement de nickel se dissout dans le liquide de la matrice (Azzi et al., 2000). Cependant Il a été démontré qu'en maintenant le rapport du volume du SiC à celui des particules de graphite à 1.8, la suspension du graphite et des particules de SiC se stabilise (Stephenson et al. 1995).

Les GrA-Ni® qu'on retrouve sur le marché sont :

- GrA-Ni 10S.4G (Figure 2.2) : 10 vol% SiC, 4 vol% Ni-Gr.
- GrA-Ni 5A.4G (Figure 2.4) constitué de 5 vol% Al_2O_3 et de 4 vol% Ni-Gr
- GrA-Ni 6S.2.5G (Figure 2.4) constitué de 6 vol% SiC et de 2.5 vol% Ni-Gr

La microstructure des GrA-Ni® renforcé de carbure de silicium et de graphite comprend :

- La matrice d'alliage d'aluminium (Al-Si) à haut ou moyen pourcentage de silicium : phase blanche (Figure 2.2b).

- Une dispersion des particules de céramique (SiC, petite phase noire de la Figure 2.2.

- Le graphite (large phase noire allongée, Figure 2.2).

Le précipité intermétallique Al_3Ni qui se forme à l'interface du nickel et de l'aluminium lors de la solidification (Figure 2.2a).

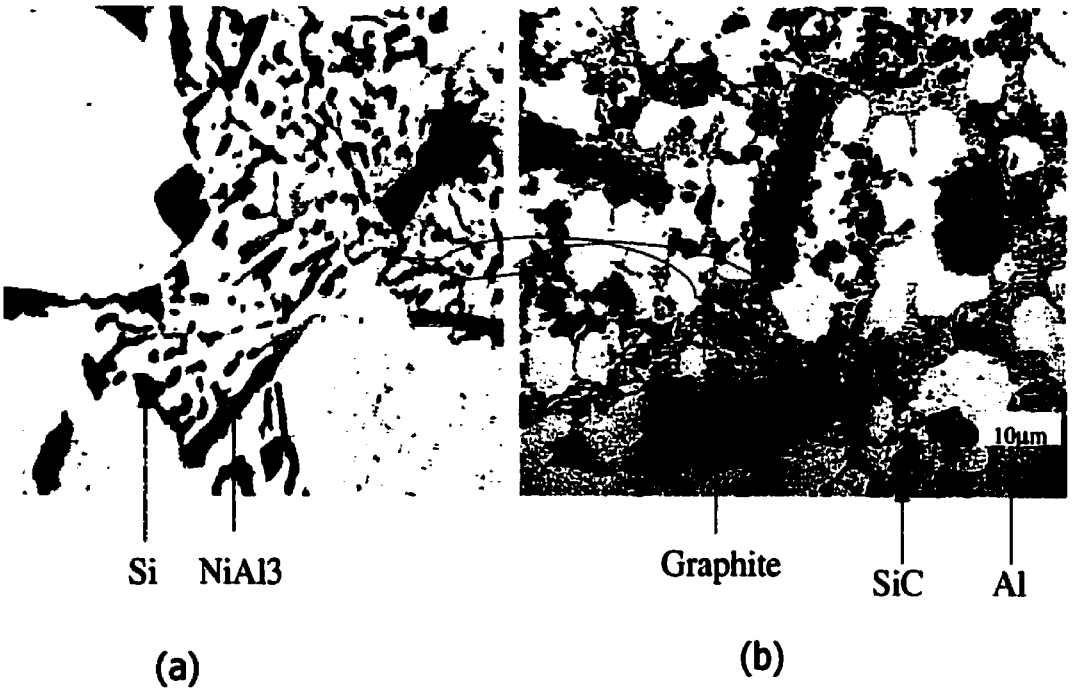


Figure 2. 2: Description générale du composite GrA-Ni 10S.4G

Source : L.Azzi, F.Ajersch et T.F. Stephenson (2000)

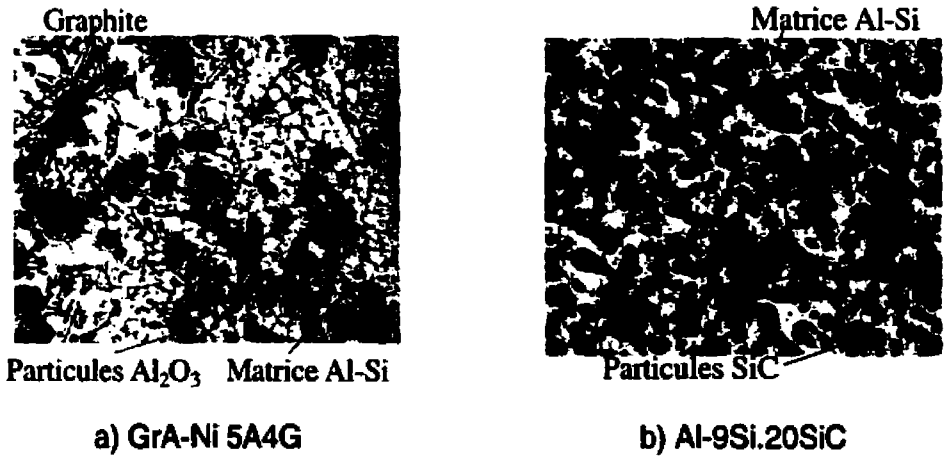
D'après Azzi et al (2000), la phase primaire alpha (α) d'aluminium est dendritique avec Al-Si-NiAl3 eutectique dans les zones entre les dendritiques (Figure 2.2). Les particules de SiC et de graphite sont présentes dans les

espaces entre les dendrites associées avec l'eutectique. Ce phénomène est, d'après les auteurs cités plus haut, dû à la poussée exercée par le liquide sur les particules lors de la solidification.

La microstructure du GrA-Ni 6S.2.5G est similaire à celle du GrA-Ni 10S.4G à l'exception que le pourcentage des particules de renfort par unité de volume est faible.

La microstructure des GrA-Ni® contenant de l'alumine et de graphite (GrA-Ni 5A.4G), quant à elle, comprend en plus de matrice d'alliage d'aluminium, des particules de graphite et le précipité intermétallique Al_3Ni de l'alumine (Al_2O_3), petite phase noire de la figure 2.3a).

Dans cette thèse, nous utilisons aussi le CMM sans graphite dont une section est présentée à la figure 2.3b. Il est renforcé uniquement de particules de SiC.



a) GrA-Ni 5A4G

b) Al-9Si.20SiC

Figure 2. 3 : Description des autres composites utilisés dans cette thèse.

L'usinage du GrA-Ni® peut être complexe en ce sens que le composite n'est pas homogène et que plusieurs matériaux sont coupés à la fois. L'approche que nous entendons adopter est de partir de la structure et des caractéristiques d'usinage des phases constituant le GrA-Ni® pour élaborer une stratégie d'usinage de ces composites.

2.4.1 L'alliage d'aluminium

En général, l'usinabilité des alliages d'aluminium non renforcés est très bonne. Sa basse pression spécifique fait que les forces de coupe et la chaleur générées lors de la coupe ne sont pas assez élevées pour détruire la majorité des outils de coupe y compris les aciers rapides. Le taux d'usure s'agrandit dès qu'il s'agit des alliages d'aluminium à fort pourcentage de silicium. Les grains de silicium produisent de l'abrasion sur les faces de l'outil en raison de la dureté élevée de ceux-ci. Le fini de surface est aussi moindre qualité pour les alliages d'aluminium contenant des constituants insolubles. En général, la majorité des alliages d'aluminium ont tendance à générer l'arête rapportée sur l'outil lors de l'usinage.

2.4.2 Le graphite

Le carbone est présent dans les composites graphitiques sous forme de graphite. La figure 2.4 montre une image obtenue par microscope électronique à balayage des particules de graphite prête à être incorporée dans la matrice d'alliage d'aluminium. Nous avons couvert la raison pour laquelle ce revêtement est nécessaire en début de la section 2.4 de ce chapitre.

Le revêtement sur ces particules est de l'ordre de 5 à 10 µm de nickel sur les particules de graphite qui ont une taille de l'ordre de 80 µm. L'ensemble est constitué de 50% de nickel par poids.

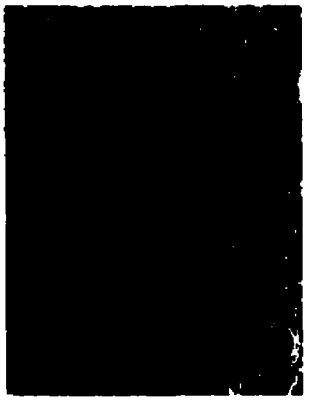


Figure 2.4: Section des particules de graphite revêtues de nickel

À l'opposé du diamant, le graphite a une structure en forme de lamelles. Ces lamelles sont reliées entre elles par de très faibles liaisons pouvant glisser les unes sur les autres. Cette facilité de glissement confère au graphite des propriétés lubrifiantes, ce qui facilite l'usinage. Le mode d'usure des outils lors de l'usinage des électrodes en graphite est l'abrasion. Les carbures revêtus de diamant sont les outils les mieux appropriés du point de vue coût et rendement. Le diamant polycrystallin usine bien les électrodes en graphite, mais moins que le diamant artificiel déposé par procédé chimique sur les outils.

2.4.3 Les particules de carbure de silicium (SiC)

La structure du carbure de silicium est semblable à celle du diamant, ce qui lui confère une grande rigidité, une contrainte ultime et une dureté élevées (Tableau 2.2) et donc une pauvre usinabilité.

L'utilisation des particules de SiC comme renfort dans la matrice d'alliage d'aluminium prend l'avantage de sa bonne compatibilité chimique avec

l'aluminium, de sa grande rigidité et de sa grande résistance. Les particules de SiC sont non seulement dures (~3500 HV), mais aussi abrasives.

2.4.4 Les particules d'alumine (Al_2O_3)

L'alumine ou l'oxyde d'aluminium est une céramique utilisée le plus souvent pour la fabrication des outils de coupe, en l'occurrence des meules de rectification. C'est un matériau fragile et dur (2100-2300 HV, Tableau 2.2) mais moins dur que le carbure de silicium.

Tableau 2. 1 : Propriétés des renforts des CMM graphitiques

	Dureté (HV)	Densité (g/cm^3)	Point de fusion (°C)	Coef. d'expansion (10^{-6} K)	Module d'Young (Gpa)	Contrainte ultime (Mpa)
Al_2O_3	2100-2300	3.985	2050	5.8	380	620
SiC	3000-3500	3.17	2300-2580	4.3-4.6	414	450-520
Ni	< 50	8.9	1453	13.3	199	660
Graphite	-	2.26	3650	0.6-4.3	6.9	28

2.4.5 Le précipité Al_3Ni

Tout comme toute phase intermétallique, Al_3Ni est un composé fragile qui contribue à la réduction de la ductilité des composites. La taille du précipité qui se forme dans les CMM graphitiques dépend de la solidification, de la possibilité d'agrégation et de la croissance du Al_3Ni pendant la fusion (Bell et al., 1997).

Le précipité Al3Ni a une structure orthorhombique primitive similaire à celle de la cémentite (ASM Handbook, 1992). Il peut présenter des caractéristiques d'usinage similaires à celles de la cémentite à la différence que la cémentite est un carbure, donc plus dure à usiner que le Al3Ni.

Quels que soient le type de renfort (SiC ou Al_2O_3) et les matériaux de l'outil de coupe considérés, les particules de renfort vont user les outils de coupe plus ou moins rapidement suivant les cas. Il s'agit donc de déterminer quels modes d'usures ont lieu pour chaque type de système et paramètres de coupe choisis. C'est ce dont nous attaquons au chapitre III. Mais avant d'y arriver, voici quelques résultats préliminaires qui ont été obtenus au cours des premiers travaux que nous avons conduits pour INCO limited.

2.5 Essais préliminaires

Les travaux préliminaires suivants ont été conduit sur les GrA-Ni® renforcés de carbure de silicium (SiC) et sur un des composites particulaires classiques ayant uniquement des particules de SiC comme renforts pour le compte de la compagnie INCO.

Les premiers travaux (Bell et al., 1997) publiés dans SAE internationale, analysent les propriétés physiques et d'usinabilité des GrA-Ni®. Il en ressort que:

- Du point de vue propriétés, les GrA-Ni® ont une meilleure résistance à l'usure que la fonte grise et sa densité est moins de la moitié de celle de la fonte. La résistance ultime à la rupture des GrA-Ni® est similaire à celle de l'alliage d'aluminium A356 et de celle des CMM renforcés de 20 vol% de SiC.

- Les GrA-Ni® renforcés des particules de carbure de silicium (SiC) et de graphite s'usinent mieux que les CMM conventionnels renforcés uniquement des particules de SiC. Seulement 60% d'énergie de coupe nécessaire pour le Al-9Si 20SiC, CMM conventionnel, est requise dans le cas des GrA-Ni 10S.4G.

- Les outils revêtus du carbonitrure de titane (TiCN) peuvent être utilisés pour des travaux d'ébauche (cas de petite quantité de pièces à usiner).

La deuxième série des travaux (Songmene et al., 1997) a porté sur l'usinabilité du GrA-Ni 10S.4G et a montré que:

- Le mécanisme d'usure des outils est l'abrasion tel que l'avaient déjà observé des auteurs comme Lane (1990) dans le cas des CMM conventionnels.

- Lors des opérations de finition avec des outils en diamant polycrystallin, l'état de surface de la pièce commence à se détériorer après une heure de coupe.

Les derniers essais préliminaires (Songmene et al., 1998) traitent du fini de surface après le tournage et le rodage. Les résultats ont montré que :

- La rugosité moyenne arithmétique (Ra) et la hauteur totale de rugosité du profile (Rt) dépendent en majeure partie de la vitesse d'avance utilisée. Le rayon de bec de l'outil n'était pas une variable lors des essais.

- Le tournage de finition avec des diamants génère des finis ayant un Ra de l'ordre de 0.8 µm. Pour un fini plus fin, l'utilisation du rodage est nécessaire.

- Le rodage à la pierre génère le meilleur fini de surface (rugosité moyenne de l'ordre de 0.1 µm) que le rodage à la brosse. L'utilisation de l'eau comme fluide de rodage donne de meilleur fini que l'huile.

Tous ces travaux préliminaires ont été conduits sur le GrA-Ni 10S.4G qui est l'un des premiers GrA-Ni® inventés. Dans le cadre de cette thèse, nous étudions les caractéristiques d'usinage de deux GrA-Ni® différents par le type et/ou la quantité des renforts: carbure de silicium (GrA-Ni 10S.4G, GrA-Ni 6S-2.5G) et alumine (GrA-Ni 5A.4G). Au chapitre III, nous présentons les résultats des travaux d'étude comparative de l'usinabilité de ces trois GrA-Ni® ayant divers type et quantité de renforts.

CHAPITRE III

USINABILITÉ DES GrA-Ni® AVEC LES OUTILS EN CARBURE

Dans ce chapitre, nous dressons une étude comparative d'usinabilité des CMM graphitiques et d'un CMM renforcé de dures particules de SiC de même nature ne contenant pas des particules de graphite.

3.1 Définition et mesure de l'usinabilité des matériaux

L'usinabilité d'un matériau est la propriété qui caractérise sa faculté de se laisser tailler par un outil de coupe. C'est un indice relatif de comparaison des matériaux qui peut être caractérisé par :

- Le débit de copeau obtenu par durée de vie utile de l'outil.
- La durée de vie d'un outil travaillant dans des conditions standard.
- La puissance, l'énergie consommées ou les efforts de coupe.
- L'état de surface généré et la géométrie du copeau

Les principaux paramètres dont dépend l'usinabilité d'un matériau incluent:

- Matériau de la pièce (dureté, ductilité, résistance à la rupture, nature et répartition des constituants métalliques, conductivité thermique, type et taille des inclusions, microstructure, composition chimique et éléments d'addition).
- Matériau de l'outil (type de revêtement, dureté, résistance à l'usure).

- Géométrie de l'outil (angle de coupe, angle d'attaque, angle de dépouille, rayon au nez de l'outil, et préparation de l'arête).

- Conditions de coupe (coupe continue ou interrompue, fluide et paramètres de coupe).

L'usinabilité des matériaux se mesure en se servant des résultats des essais d'usinage qui peuvent être :

- Essais d'usure des outils.

- Essais de fini de surface.

- Essais des forces de coupe ou de puissance consommée par la machine.

- Essais de température de coupe.

3.2 Usinabilité des CMM graphitiques en fonction de la nature et de la composition des particules de renfort

L'article de Songmene et Balazinski (1999) résume les travaux de ce chapitre. Une étude comparative de l'usinabilité des GrA-Ni® et des CMM renforcés uniquement des particules de SiC est dressée. L'usinabilité est analysée du point de vue usure de l'outil, forces de coupe et formation du copeau.

L'alliage d'aluminium Al380 et les composites suivant sont étudiées:

- GrA-Ni 5A.4G contenant 5 vol% Al_2O_3, 4 vol% Ni-Gr.,

- GrA-Ni 10S.4G 10 vol% SiC, 4 vol%Ni-Gr.
- GrA-Ni 6S-2.5G 6 vol% SiC, 2.5 vol% Ni-Gr.
- Al-9Si.20SiC 20 vol% SiC.

Les opérations de coupe et les outils suivants sont utilisés pour cette étude :

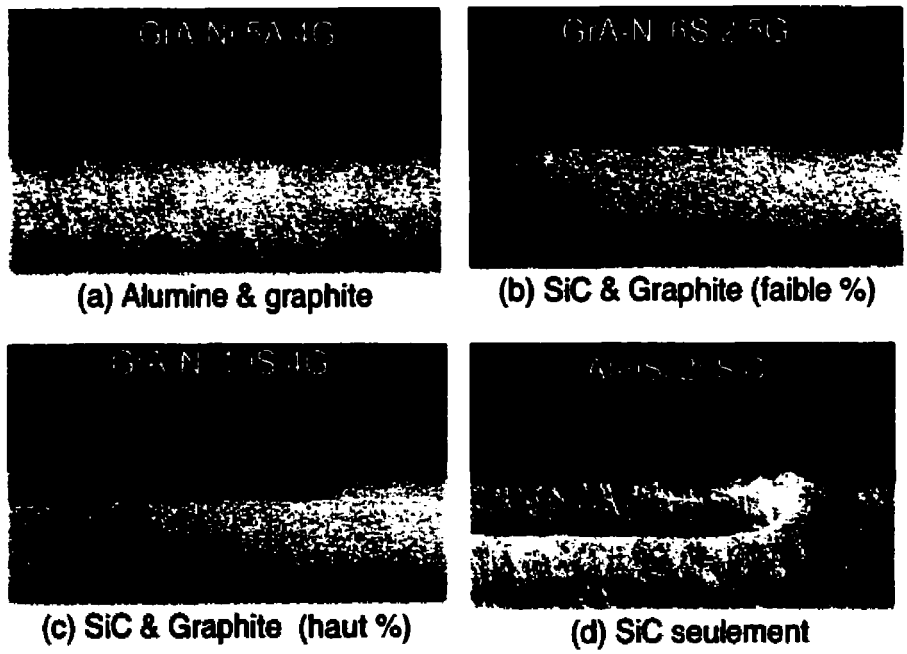
- Fraisage de bout pour évaluation comparative de l'usure, de la vie des outils et de la productivité. Les plaquettes utilisées sont en carbure revêtu de TiCN (voir géométrie à la section 2.3.1 du chapitre II)

- Perçage pour comparer l'indice d'usinabilité associé aux forces de coupe. L'outil de perçage est un foret de 10 mm de diamètre en acier rapide revêtu de TiC (description déjà présentée à la section 2.3.1 du chapitre II)

Les instruments de mesure consistent en un microscope (Toolmaker T-100) pour évaluer l'usure et un dynamomètre à 3-axes pour mesure des couples de perçage. Pour informations supplémentaires, voir section 2.3.4 du chapitre II (Instruments de mesure).

3.2.1 Modes d'usure des outils lors du fraisage des composites

Le mode principal d'usure observé sur toutes les plaquettes est de l'usure en dépouille régulière se manifestant sur la face de dépouille de l'outil (Figure 3.1). Elle est une conséquence de l'action abrasive des particules de renfort. Cette usure est similaire à celle qu'ont déjà observés Lane (992a et b), Cronjäger et Meister (1992), Tomac et al. (1992), Weinert et Köning (1993). L'usure en dépouille est minimale sur les plaquettes qui ont fraisé le composite à renfort principal d'alumine (Figure 3.1a) tandis qu'elle est élevée sur celles qui ont usiné le composite contenant uniquement plus ou uniquement de carbure de silicium comme renfort (Figure 3.1d).



(a) Alumine & graphite (b) SiC & Graphite (faible %)

(c) SiC & Graphite (haut %) (d) SiC seulement

Figure 3. 1: Usure en dépouille de l'outil après 10 minutes de coupe.
Vitesse de coupe: 61 m/min, Avance/dent: 0.254 mm

Dans le cas du GrA-Ni 5A.4G, la dureté des renforts en alumine (2100-2300 HV) est plus basse que celle du revêtement des plaquettes en TiCN (~3000 HV), c'est pourquoi il y a moins d'usure. Tomac et al. (1992) ont aussi remarqué que l'alumine use peu les outils de coupe.

Pour ce qui de composites contenant des carbures de silicium, les particules de SiC plus dures (27000-3500 HV) que la plaquette, usent la face de dépouille de l'outil de façon similaire à l'action d'une roue de rectification (Figure 3.1b,c et d).

Plus la densité du composite en particules de renfort est élevée, plus leur action abrasive est sévère, le taux d'usure est élevé et la vie utile de l'outil est courte. Ceci explique pourquoi les plaquettes qui ont usiné le GrA-Ni 10S.4G (10 vol% SiC + 4 vol% graphite revêtu de nickel, Figure 3.1c), sont plus usées que celles qui ont usinées le GrA-Ni 6S.2.5G (6 vol% SiC + 2.5 vol% graphite revêtu de nickel) de la figure 3.1b. Il en découle que plus le composite est riche en particules de renfort, plus le taux d'usure et élevé et moins bonne est l'usinabilité. D'autre part, plus le composite est riche en graphite, meilleur est l'usinabilité, car le graphite agit comme lubrifiant solide comme l'ont montré Ames et Alpas (1993) ainsi que Rohatgi et al. (1993).

3.2.2 Progression de l'usure en dépouille de l'outil

Pendant les essais, la machine est arrêtée constamment et l'usure en dépouille sur chacune des plaquettes est évaluée suivant la procédure recommandée par la Norme ISO 8688-1 (1989). Puisque l'usure est régulière (Figure 3.1), il a suffit de localiser l'intersection de la face de coupe et de la face de dépouille de la plaquette, de prendre cette intersection comme ligne de référence à partir de laquelle l'étendue d'usure VB est évaluée (voir aussi section 2.3.2 : évaluation

de l'usure). Des courbes de progression de l'usure sont ensuite tracées (celles de la figure 3.2 par exemple).

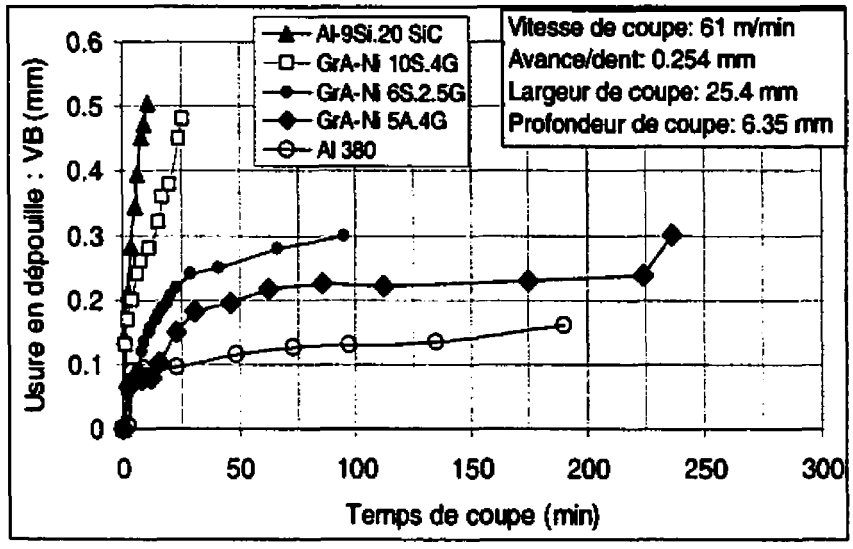


Figure 3. 2: Progression de l'usure des outils lors du fraisage

Lors de la coupe aux conditions de la figure 3.2, le GrA-Ni 5A.4G use moins l'outil que les autres composites testés alors que le composite Al9Si-20SiC use le plus les outils. Moins le composite contient des renfort, plus la courbe d'usure des outils se rapproche de celle de l'alliage d'aluminium Al380. Notons en passant que la matrice des GrA-Ni® (alliage d'aluminium A356, de composition moyenne : 7%Si-0.35% Mg) et celle de l'alliage Al380 (8.5% Si-3.5% Cu) sont hyppoeutectiques. La composite de l'eutectique étant de 12.7% de silicium (Doriot et al., 1986). Les GrA-Ni® et l'alliage d'aluminium Al380 sont donc comparables.

Des courbes d'usure comme celles de la figure 3.2, l'on peut comparer l'usinabilité des composites de deux façons :

- Déterminer le temps de coupe requis pour une usure en dépouille de 0.3 mm (Norme ISO 8688-1, 1989) en traçant une ligne parallèle à l'axes du temps de coupe passant par VB = 0.3 mm et en extrapolant le temps correspondant. Ce temps de coupe est alors considéré comme vie utile de l'outil. Nous utiliserons plus souvent ce critère dans la suite de ce travail.

- Se placer à des temps de coupe donnés et comparer l'étendue d'usure à cet instant. La figure 3.3 donne un exemple de cette méthode. À chacun des instants considérés (10 et 20 minutes de coupe), l'usure est maximale sur les plaquettes ayant usiné le composite contenant plus des particules de céramique (Al9Si-20SiC) et réduite sur celles qui ont usiné le GrA-Ni® contenant de l'alumine. Ces résultats montrent bien que l'étendue d'usure des outils lors du fraisage des composites GrA-Ni® dépend de la nature et de la quantité des particules de renfort.

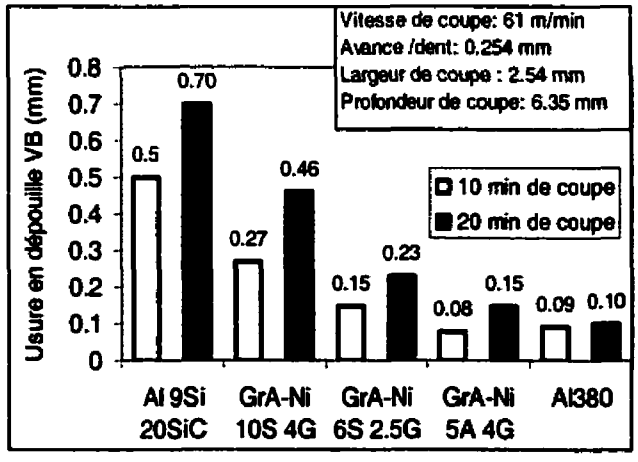


Figure 3. 3: Comparaison de l'étendue de l'usure des outils en fonction des types de composite lors du fraisage.

Quelle soit la méthode utilisée pour la comparaison, la reproductibilité des résultats dépend de celle des composites.

3.2.3 Influence du lot des composites

Selon Weinert et Köning (1993), la mauvaise reproductibilité des propriétés de composites peut limiter leurs applications. Il est en effet difficile de contrôler la distribution des particules de renfort dans la matrice des composites car le taux de solidification varie d'un point à l'autre (Turenne et al., 1999). Une distribution hétérogène des renforts peut briser l'outil de coupe à des endroits de forte concentration de particules dures (Ramrattan et Sitkins, 1996).

La figure 3.4 compare les résultats des essais de fraisage conduits sur deux lots du composite GrA-Ni 10S.4G. Le composite du lot 2 élaboré 6 mois d'intervalle après le lot 1 use plus vite les plaquettes que celui du lot 1. Cela peut être vu comme une amélioration du procédé d'élaboration, mais peut aussi être le résultat d'un manque de constante parmi les composites (porosité, distribution hétérogène des renforts). Tous les essais de cette thèse (à l'exception de ceux de la figure 3.4) sont conduits avec des composites du lot 2.

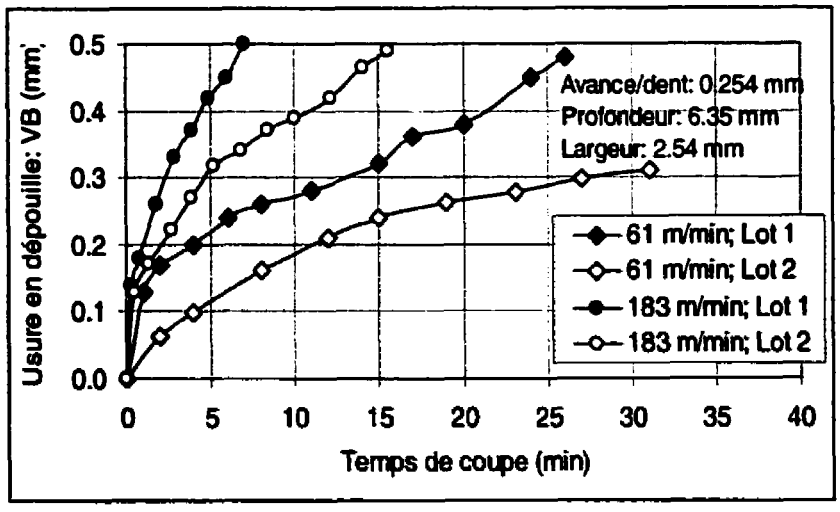


Figure 3. 4: Influence de la variation *inter*-lots des composites sur l'usure des outils pendant le fraisage.

3.2.4 Analyse comparative des durées de vie utiles des outils

Les résultats des essais à différentes vitesses de coupe (tels que ceux présentés aux figures 3.2 et 3.4) ont permis de construire les courbes de durée de vie en fonction des vitesses de coupe (Figure 3.5). Des exposants du modèle de Taylor sont marqués sur les courbes pour comparaison.

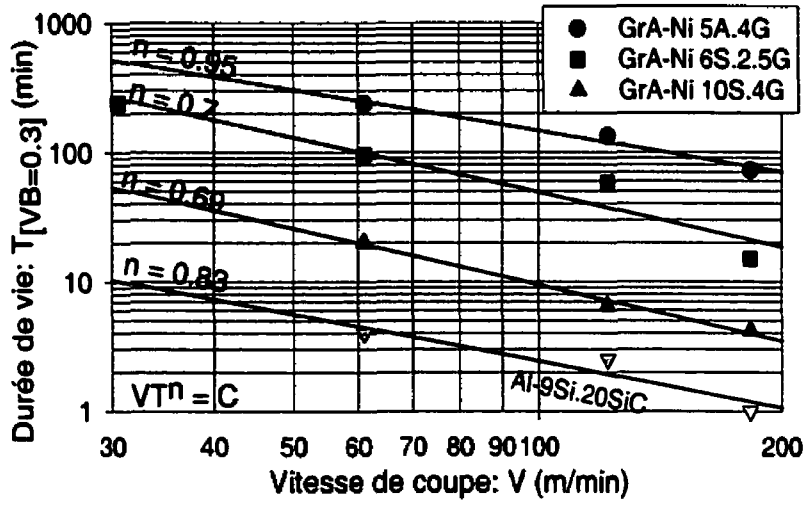


Figure 3. 5: Durée de vie en fonction des vitesses de coupe lors du fraisage des composites.

Rappelons que d'après Taylor (voir Norme ISO 3685, 1993), la durée de vie utile d'un outil de coupe varie en fonction de la vitesse de coupe suivant l'équation 3.1.

$$VT^n = C \tag{3.1}$$

Avec : V (m/min) : Vitesse de coupe.

T (min): Durée de vie utile de l'outil.

n : Exposant à déterminer expérimentalement.

C : Constante à déterminer expérimentalement.

Les valeurs de l'exposant (n) et la constante (C) sont calculées d'après la procédure recommandée par la Norme ISO 3685 (Essais de durée de vie des outils de tournage à partie active unique, Annexe F, section F.3.2 Évaluation de durée de vie par calculs) datant de 1993.

Les résultats obtenus se trouvent au Tableau 3.1.

Tableau 3. 1 : Valeurs des coefficients du modèle de Taylor

	Al-9 Si 20SiC	GrA-Ni 6S 2.5G	GrA-Ni 10S.4G	GrA-Ni 5A.4G
Exposant (n)	0.83	0.71	0.69	0.95
Constante (C)	210	1592	467	11424

De la figure 3.5 et des coefficients du modèle de Taylor (Tableau 3.1), il ressort que :

- Les pentes des courbes de Taylor pour les composites GrA-Ni® contenant du SiC sont comparables (n ~ 0.69-0.71 pour les GrA-Ni 6S.2.5G et GrA-Ni 10S.4G respectivement). Cela démonte que ces composites usent les outils de coupe suivant les mêmes mécanismes (abrasion).

- Tous les composites étudiés y compris celui renforcé de l'alumine et le composite ne contenant pas de graphite (Al-9Si.20SiC) ont des exposants de Taylor élevés (n = 0.69 à 0.95, Figure 3.5). Cela montre que la vitesse de coupe a très peu d'influence sur la durée de vie des outils lors de l'usinage de ces composites comme nous l'avons montré dans d'autres travaux (Songmene et al., 1998). Masounave et al. (1994) ont enregistré

des exposants (n) allant de 0.5 à 0.55 lors du tournage du Duralcan qui est un composite similaire à Al9Si 20SiC. Cependant il convient de noter que ces auteurs ont utilisé des plaquettes en diamant et non des carbures comme c'est le cas dans cette étude comparative.

Connaissant n et C, les vitesses de coupe pour lesquelles l'outil peut usiner pendant 60 minutes de coupe (V60) avant de s'émousser (VB = 0.3 mm) sont calculées en utilisant l'équation 3.2 déduite de l'équation 3.1.

$$V_{60} = C/_{T}\, n = C/_{60}\, n \qquad (3.2)$$

n et C contantes expérimentales du modèle de Taylor (voir Tableau 3.1).

Les valeurs des V60 obtenus sont comparées à la figure 3.6. Plus la vitesse V60 est élevée, mieux le composite considéré s'usine. Par exemple la vitesse de 60 minutes de coupe pour le composite contenant l'alumine est plus élevée de toutes (Figure 3.6) et traduit sa meilleure usinabilité. Le GrA-Ni 5A.4G renforcé d'alumine est moins sensible aux variations de la vitesse de coupe que les GrA-Ni® renforcés des particules de carbure de silicium.

L'on sait bien que l'utilisation d'une vitesse de coupe élevée entraîne une baisse du temps de production et donc une réduction du coût d'usinage.

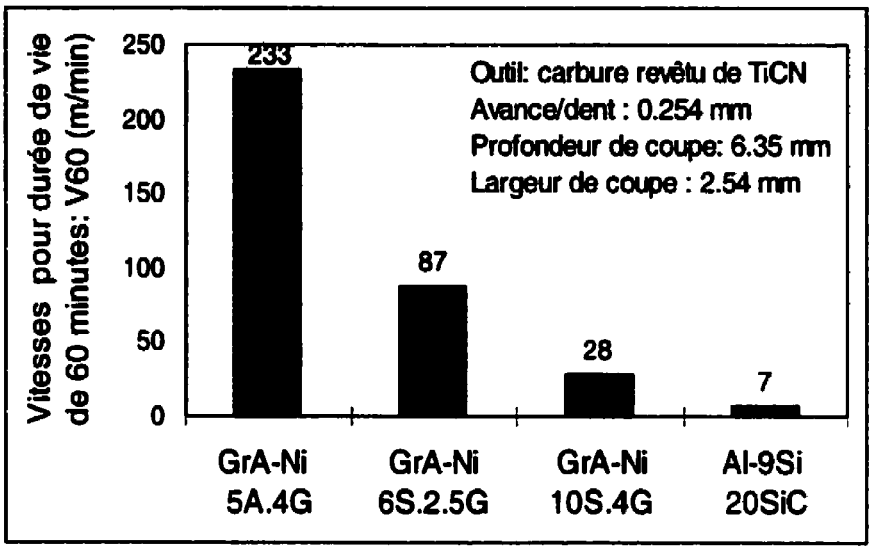


Figure 3. 6: Comparaison des vitesses de coupe pour 60 minutes de vie utile de l'outil

Les grands points peuvent être retenus de l'étude comparative de l'usure, de la durée de vie des outils et des vitesses pour 60 minutes de coupe :

Le taux d'usure des outils dépend de la nature et de la quantité de particules de céramique utilisées comme renfort.

Les GrA-Ni® peuvent être classifiés selon leur usinabilité comme suit :

- Le GrA-Ni 5A.4G renforcé de 5% par unité de volume de particules d'alumine et de 4% par unité de volume des particules de graphite. Usiné avec des outils en carbures revêtus de TiCN à la vitesse de coupe de 60 m/min, l'usure de l'outil au terme de 10 et 20 minutes de coupe est à peine remarquable. L'usure de l'outil n'atteint la valeur limite (VB = 0.3 mm) qu'au terme de 4 heures de coupe. Le taux d'usure est comparable à celui obtenu lors de l'usinage de l'alliage d'aluminium Al380 à la seule différence que

l'aluminium génère une usure initiale réduite. Cette meilleure usinabilité du GrA-Ni® renforcé d'alumine s'explique par sa nature fragile et sa dureté moins élevée comparée à celle des particules de carbure de silicium.

- Le GrA-Ni 6S-2.5G renforcé de 6% par unité de volume de particules de carbure de silicium et de 2.5% par unité de volume des particules de graphite. Celui-ci use moins l'outil parce qu'il contient peu de particules abrasives (SiC).

- Enfin le GrA-Ni 10S.4G renforcé de 10% par unité de volume de particules de SiC et de 4% par unité de volume des particules de graphite. Ce dernier est le plus difficile à usiner, mais moins difficile que le Al-9Si.20SiC qui contient uniquement des particules de SiC.

3.2.5 Analyse comparative des couples de perçage

Des essais de perçage ont été aussi conduits pour comparer les couples nécessaires pour percer chacun des composites. En effet, le rapport des couples de perçage donne une indication de la force spécifique de chaque composite car les couples de coupe sont proportionnels à la pression spécifique de coupe. La force spécifique de coupe étant une propriété du matériau des pièces et un indice de son usinabilité relatif à l'énergie de coupe.

Les conditions coupe suivantes ont été utilisées :

- Machine-outil : Centre de fraisage à commande numérique (3 axes, 17 KW, 10,000 rpm).

- Foret : Acier rapide non revêtu.

- Diamètre du foret : 10 mm.
- Vitesse de coupe : 30.5 m/min.
- Avance : 0.25 mm/rev.
- Profondeur des trous : 12.7 mm.

La figure 3.7 compare les couples de perçage obtenu par rapport à ceux enregistré lors du perçage de l'alliage d'aluminium Al380. De cette figure, il ressort que :

- Les couples de perçage obtenus dans le cas des composites graphitiques (GrA-Ni®) sont comparables à celui généré lors du perçage de l'alliage d'aluminium Al380 en dépit du fait que les composites contiennent des particules de renfort plus dures la matrice d'alliage d'aluminium.

- Le composite contenant uniquement des particules de SiC (Al-9Si-20SiC) requiert le plus d'énergie la coupe comparativement à l'alliage d'aluminium Al380 et aux composites GrA-Ni®. Les couples de coupe enregistrés lors du perçage du composite Al-9Si-20SiC sont 1.4 fois plus élevés que celui obtenu sur l'alliage d'aluminium Al380.
- Pour ce qui est des composites contenant des particules de SiC, plus la densité des particules de renfort est élevée, plus le couple de perçage devient important. Comparé à Al380, on a obtenu un rapport de 0.8 pour le GrA-Ni 6S.2.5G, 1.1 pour le GrA-Ni 10S.4G et 1.4 pour Al-9Si-20SiC.

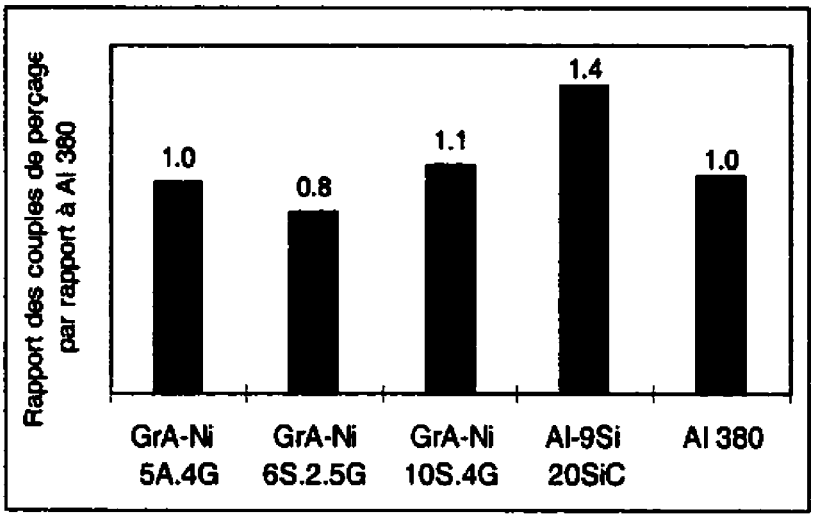


Figure 3. 7: Comparaison relative des couples de perçage par rapport à Al380.

3.2.6 Analyse comparative de la forme des copeaux

Lors du fraisage présenté à la section 3.2.2 et perçage (section 3.2.5), les copeaux ont été collectés pour comparaison. La figure 3.8 résume les copeaux obtenus.

Au fraisage, aucune différence spectaculaire n'est observée sur la forme des copeaux. Tous les copeaux sont discontinus, plats ou légèrement courbés. Le copeau obtenu dans le cas des composites GrA-Ni 5A.4G et celui de l'alliage Al380 sont similaires (aplatis). Aucune explication n'a été trouvée.

Dans le cas du perçage, les copeaux obtenus varient suivant la quantité des renforts.

- Moins le composite est riche en particules de renfort, moins grande est la possibilité que le copeau se fragilise. Il devient long et similaire à celui obtenu dans le cas des alliages purs d'aluminium comme l'alliage Al 380. C'est le cas du copeau du composite GrA-Ni 6S.2.5G et de l'alliage Al380.

- Plus les composites sont denses en particules de renfort, plus le copeau se fragilise et brise. Comme le remarquent Tomac et Tonnessen (1992), les particules de renfort jouent le rôle de brise-copeau. C'est pourquoi les copeaux de perçage du GrA-Ni 10S.4G, du GrA-Ni 5A.4G et de Al 9Si-20SiC sont discontinus et détachés. Notons aussi que même si tous ces composites n'ont pas la même quantité de particules de renfort, les GrA-Ni® ont ceci d'avantageux qu'ils contiennent le graphite et le précipité Al3Ni. Ces deux composants sont fragiles et contribuent à la réduction de la ductilité du composite. Plus la ductilité est basse, l'énergie requise pour cisailler le composite devient petite et le composite brise mieux.

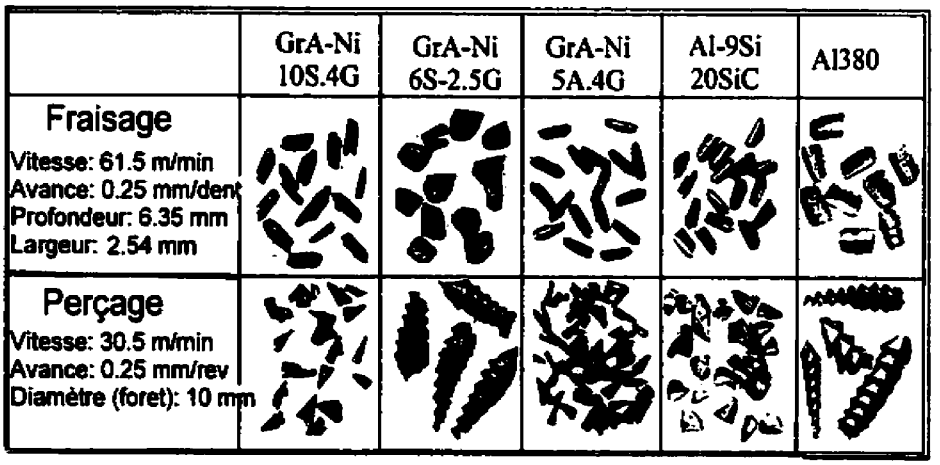


Figure 3. 8: Forme des copeaux

En plus des résultats présentés dans ce chapitre, nous avons montré dans un article étudiant l'influence de la vitesse de coupe, de l'avance/dent et du mode de fraisage sur l'usinage du GrA-Ni 10S 4.G (Songmene et al. 1997) que :

- L'influence de la vitesse de coupe sur la productivité est réduite au profit de l'avance par dent lors de l'usinage du GrA-Ni 10S.4G.

- Contrairement à ce qui s'observe lors de coupe des métaux, pendant l'usinage du GrA-Ni 10S.4G, le passage d'une petite avance à une grande avance (jusqu'à concurrence de 1.27 mm/dent) contribue à augmenter le volume de copeaux enlevé par vie utile de l'outil.

- Le mode de fraisage (concordance ou opposition) a une influence négligeable sur la vie utile de l'outil et le volume de copeaux enlevé.

3.3 Conclusion de l'usinabilité des GrA-Ni®

Nous avons comparé l'usinabilité des composites GrA-Ni® du point de vue de la vie utile de l'outil, de la quantité de copeaux débitée, de la forme de copeau et forces de coupe. Les conclusions majeures tirées se résument comme suit :

- Le taux d'usure des outils lors du fraisage des composites GrA-Ni® dépend de la nature et de la quantité de renfort. Le composite GrA-Ni 5A.4G contenant 5% d'alumine et 4% de graphite revêtu de nickel par volume use moins vite les outils que les GrA-Ni® contenant des particules de carbure de silicium.

- Les composites contenant en plus des particules de SiC, du graphite revêtu de nickel ont une usinabilité améliorée.

- Les couples de perçage dépendent de la quantité des particules de renfort. Le composite Al9Si-20SiC requière des couples de perçage 1.4 fois plus élevée que dans le cas de Al380. Les forces nécessaires pour percer les composites GrA-Ni® quant à elles, sont égales à celle requise pour l'alliage Al380 (hyppoeutitique comme la matrice des GrA-Ni® qui est un Al356).

- Du point de vue force de coupe et durée de vie des outils, les composites testés peuvent être classifiés par ordre d'usinabilité décroissante comme suit :

  - GrA-Ni 5A.4G contenant 5 vol% Al_2O_3, 4 vol% Ni-Gr.,
  - GrA-Ni 6S-2.5G: 6 vol% SiC, 2.5 vol% Ni-Gr
  - GrA-Ni 10S.4G: 10 vol% SiC, 4 vol%Ni-Gr.
  - Al-9Si.20SiC: 20 vol% SiC.

- Le copeau obtenu lors du fraisage des GrA-Ni® est discontinu. Cela peut s'expliquer par la présence des renforts en céramique, du précipité Al_3Ni et du graphite qui sont des composants fragiles dans les GrA-Ni®.

- La forme du copeau obtenu au perçage dépend de la nature et de la quantité de particules de renfort. Moins le composite est riche en renfort, moins le copeau se fragilise. Il devient long et similaire à celui obtenu dans le cas des alliages d'aluminium comme l'alliage Al 380.

Dans la suite de cette thèse et commençant au chapitre IV, nous étudions uniquement le GrA-Ni 10S.4G qui est le plus difficile à usiner de tous les GrA-Ni® testés. Des outils en carbure et des outils en diamants seront utilisés et nous couvrons les opérations de fraisage (chapitre IV), de tournage (chapitre V) et de perçage (chapitre VI).

CHAPITRE IV

FRAISAGE DU GrA-Ni 10S.4G

Nous avons démontré au chapitre III que l'incorporation du graphite dans les composites à matrice métallique renforcée des carbures de silicium améliore l'usinabilité des composites. Cependant, la performance des outils en carbure demeure basse comparativement à celle obtenue lors de l'usinage des alliages d'aluminium, spécialement pour les composites graphitiques renforcés des particules de carbure de silicium.

Dans ce chapitre nous établissons les paramètres de coupe pour le fraisage du GrA-Ni 10S.4G (composite à matrice d'alliage d'aluminium contenant 10% de SiC et 4% de graphite revêtu dans le nickel par unités de volume).
Nous commençons par le fraisage avec des outils en carbure revêtu de TiCN, suivi du fraisage avec des outils en diamant.

4.1 Fraisage avec des outils en carbure

4.1.1 But et méthodologie

Les objectifs de ce chapitre sont :

- Déterminer si les modèles d'usinage classiques établis pour les métaux s'appliquent aux CMM graphitiques à renfort de carbure de silicium.

- Vérifier s'il existe des conditions et paramètres d'usinage qui peuvent générer des coupes acceptables du point de vue coût et efficacité.

Afin d'établir les courbes de tendance relatant l'efficacité d'usinage aux paramètres de coupe, nous varions les paramètres suivants :

- Vitesse de coupe : 50 à 250 m/min.
- Avance par dent : 0.254 à 1.25 mm.
- Taux d'immersion de l'outil (largeur / diamètre outil) : 1/15 à 10/15.
- Profondeur de coupe : 2 à 10 mm

Les indicateurs de performance de coupe analysés sont :

- La vie utile de l'outil.
- La quantité de copeau débitée.
- Le taux d'usure de jeunesse.
- Le coût d'usinage.

4.1.2 Dispositif expérimental

Machine-outil : Centre de Fraisage (voir section 2.3.3, chapitre II).
Plaquettes : carbure en carbure revêtu de TiCN (voir section 2.3.1, chapitre II)
Méthodologie: Approche uni-factorielle (un facteur à la fois)
Type de fraisage : fraisage de bout.

4.1.3 Résultats et analyse

4.1.3.1 Mode et progression de l'usure de l'outil

Le mode d'usure des plaquettes de fraisage utilisées est l'usure en dépouille régulière. Cette usure est le résultat de l'action abrasive des particules de renfort des composites sur la face de dépouille de l'outil. Les figures 4.1 à 4.4 présentent les progressions de l'usure en dépouille (VBmax) en fonction des paramètres de coupe. De ces figures, il ressort que :

- Toutes les courbes d'usure (Figures 4.1 à 4.4) ont trois zones d'usure distinctes: a) usure de jeunesse à fort taux d'usure ; b) zone d'usure régulière à taux d'usure constant et c) zone de défaillance présentant un fort taux d'usure.

- L'utilisation des petites vitesses de coupe ne permet de débiter qu'un petit volume de copeaux avant que l'outil s'émousse (VBmax = 0.3 mm, Figure 4.1) alors qu'aux grandes avances l'outil débite plus du double (Figure 4.2).

- La progression de l'usure ne suit pas l'accroissement ou la diminution de l'avance comme dans les cas classiques (Figure 4.2). Cela est contraire à ce qui s'observe lors de la coupe des métaux classiques.

- Les courbes de progression de l'usure en fonction du taux d'immersion de l'outil (largeur de coupe) ne sont distinctes (Figure 4.3). Ceci indique que le taux d'immersion influence peu l'usure.

- Comme c'est souvent le cas, la profondeur de coupe n'influence pas l'usure en dépouille (Figure 4.4).

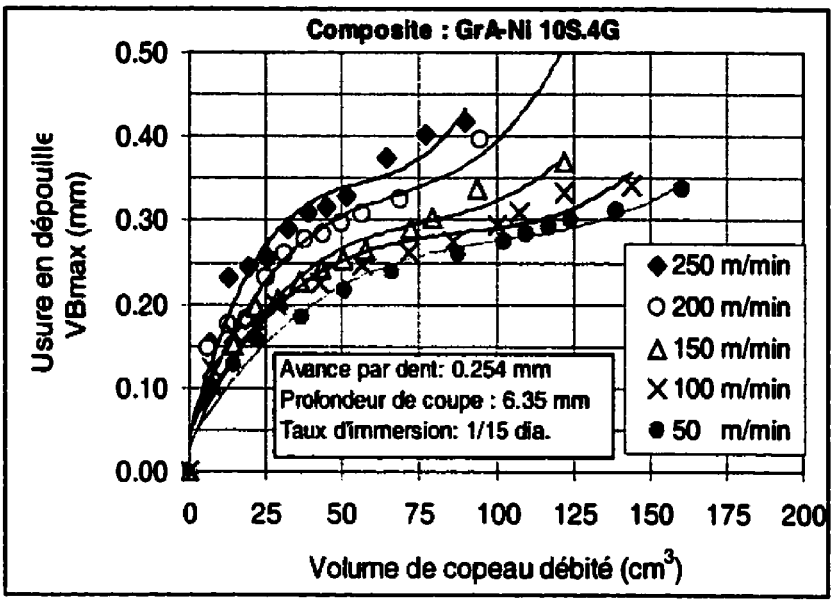


Figure 4. 1: Courbes d'usure en dépouille en fonction du volume de copeau débité pour des vitesses de coupe de 50 à 200 m/min

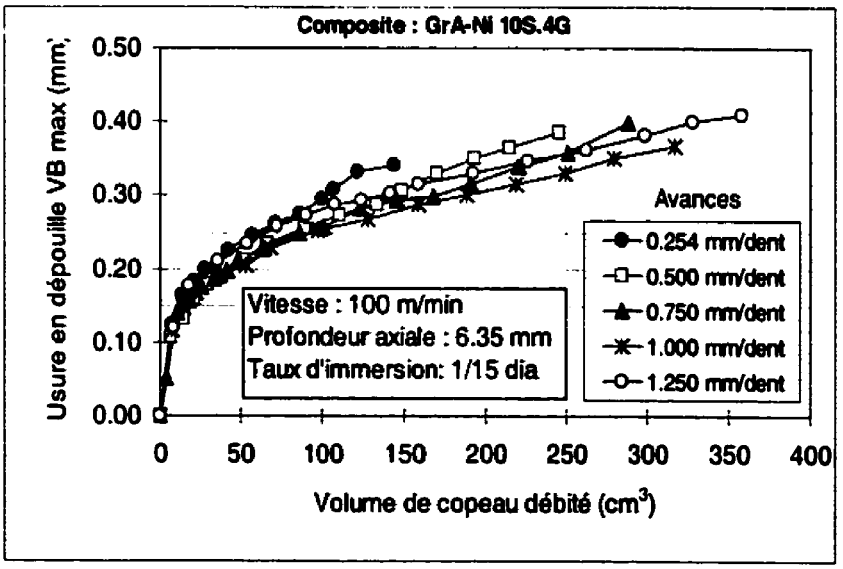


Figure 4. 2: Courbes d'usure en dépouille en fonction du volume de copeau débité pour des avances/dent de 0.254 à 1.250 mm

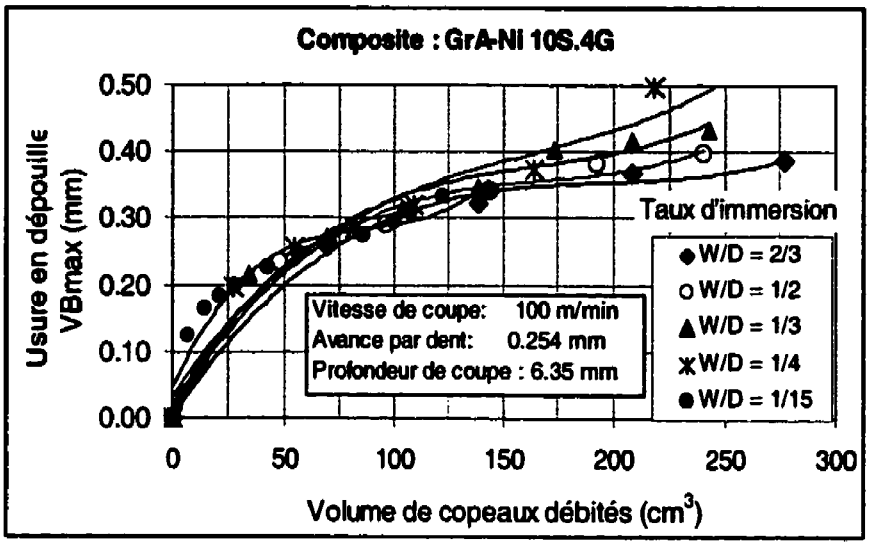


Figure 4. 3: Courbes d'usure en dépouille en fonction du volume de copeaux débités des taux d'immersion de l'outil de 1/15 à 2/3.

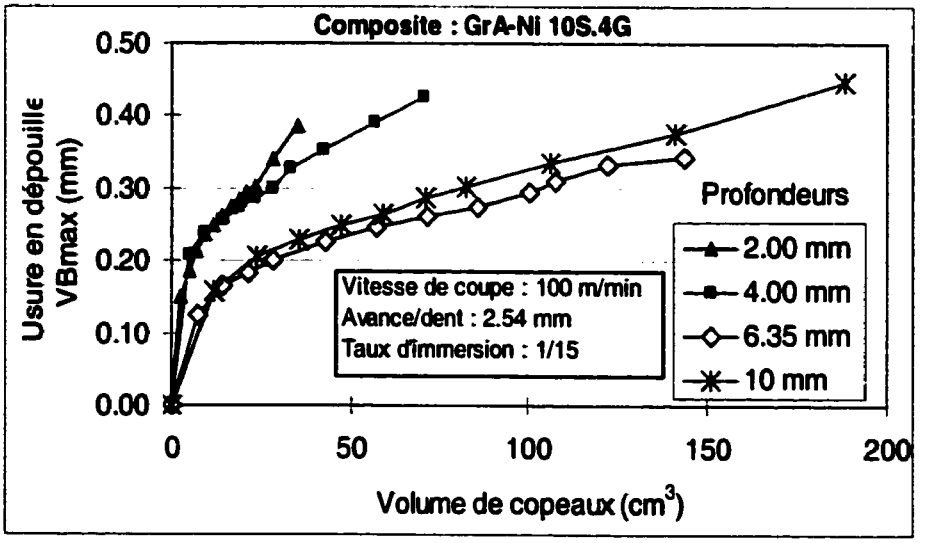


Figure 4. 4: Courbes d'usure en dépouille en fonction du volume des copeaux débités pour des profondeurs de coupe de 2 à 10 mm

4.1.3.2 Influence des paramètres de coupe sur la vie des outils

À partir des courbes d'usure aux paramètres de coupe choisis (Figures 4.1 à 4.4), les taux d'usure initiale, les vies utiles de l'outil et la quantité du copeau débité ont été extraits. Les coûts d'usinage associés ont été aussi calculés. Les résultats obtenus sont présentés aux figures 4.5 à 4.8.

La figure 4.5 présente l'évolution des taux d'usure initiaux en fonction des paramètres de coupe. Les conclusions suivantes s'y dégagent :

- En augmentant les paramètres de coupe (vitesse de coupe, vitesse d'avance ou taux d'immersion), le taux d'usure croît (Figures 4.5 a,b,d).

- Comme c'est souvent le cas, la profondeur de coupe n'influence pas le taux d'usure (Figure 4.5c). En effet, l'augmentation de la profondeur de coupe conduit à un allongement de la surface usée, mais pas de la largeur d'usure (VB).

- Le taux d'usure croît avec l'augmentation de la vitesse, de l'avance et de la largeur de coupe et obéit à une relation de type :

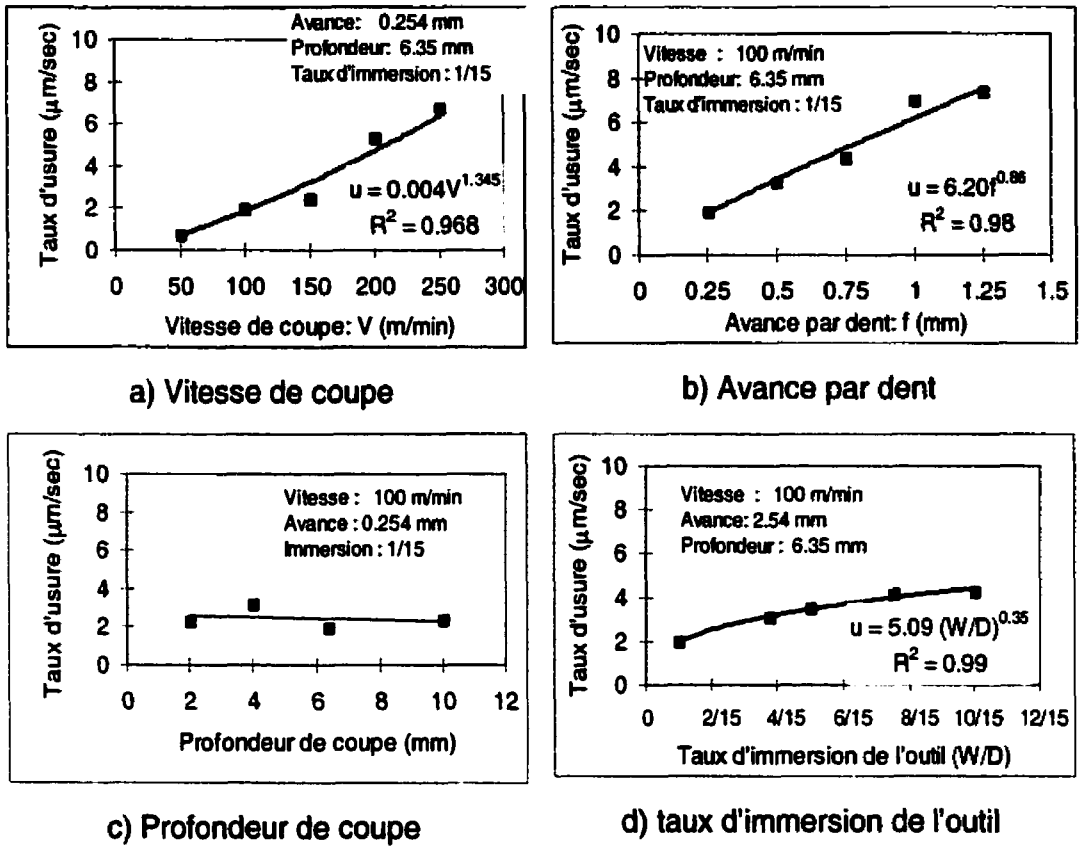
$$u = kX^{\alpha} \tag{4.1}$$

Avec :

u (µm/sec) : le taux d'usure

X le paramètre de coupe considéré

k et α des constantes à déterminer expérimentalement.



a) Vitesse de coupe

b) Avance par dent

c) Profondeur de coupe

d) taux d'immersion de l'outil

Figure 4. 5: Influence des paramètres de coupe sur le taux d'usure de l'outil

Les conditions de coupe générant un fort taux d'usure (Figure 4.5) ont pour conséquence immédiate la réduction de la vie utile des outils. Ceci se traduit par une vie utile plus élevée aux basses vitesses de coupe, aux basses avances et taux d'immersion (Figue 4.6).

Les meilleurs modèles de régression donnant la vie utile en fonction de la vitesse, de l'avance et du taux d'immersion de l'outil sont de type puissance, exponentiel ou logarithmique (Figure 4.6 a,b et c). Seule la profondeur de coupe semble déroger à cette règle (Fig. 4.6d).

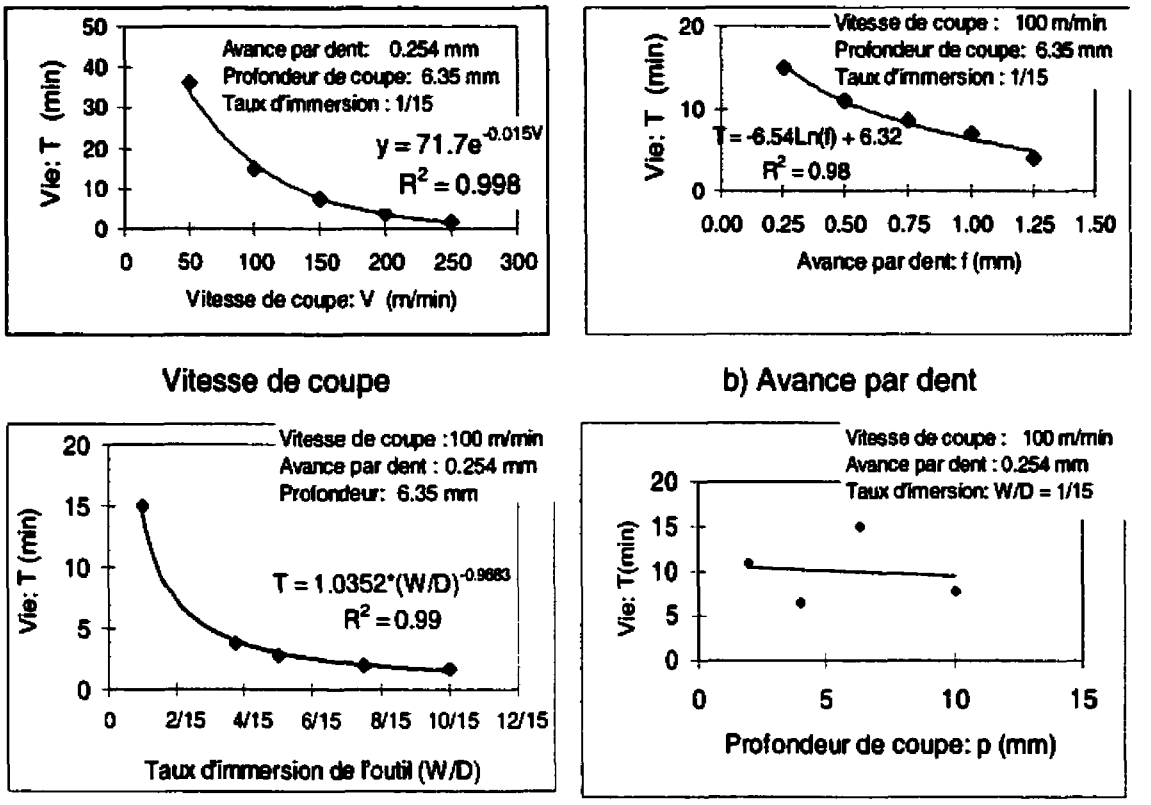


Figure 4. 6: Influence des paramètres de coupe sur la vie de l'outil

4.1.3.3 Productivité et coût d'usinage

Lors des travaux d'ébauche, ce n'est pas la vie de l'outil qui est importante, mais plutôt la quantité de copeaux générée et le coût d'opération d'usinage. Les figures 4.7 et 4.8 dressent les évolutions de la productivité (mesurée en terme de quantité de copeaux produite) et du coût d'usinage par unité de volume de copeau et par arête de coupe. Nous remarquons que :

- L'effet de la vitesse de coupe sur le volume de copeau enlevé par vie utile de l'outil est similaire à celui observé sur le graphe de la vie de l'outil (Figure

4.7a). Cela s'explique par le fait que la quantité de copeau produite est le produit de la vie utile par le débit.

- La profondeur de coupe et l'avance par dent présentent des maxima qu'on ne doit pas dépasser (Figure 4.7 b,c). À la vitesse de coupe de 100 m/min, l'avance maximale est 1 mm par dent alors que la profondeur maximale à la même vitesse est de l'ordre de 8 mm (pour une avance de 0.254 mm/dent).

- Le volume des copeaux enlevés varie très peu avec le taux d'immersion de l'outil (Figure 4.7d).

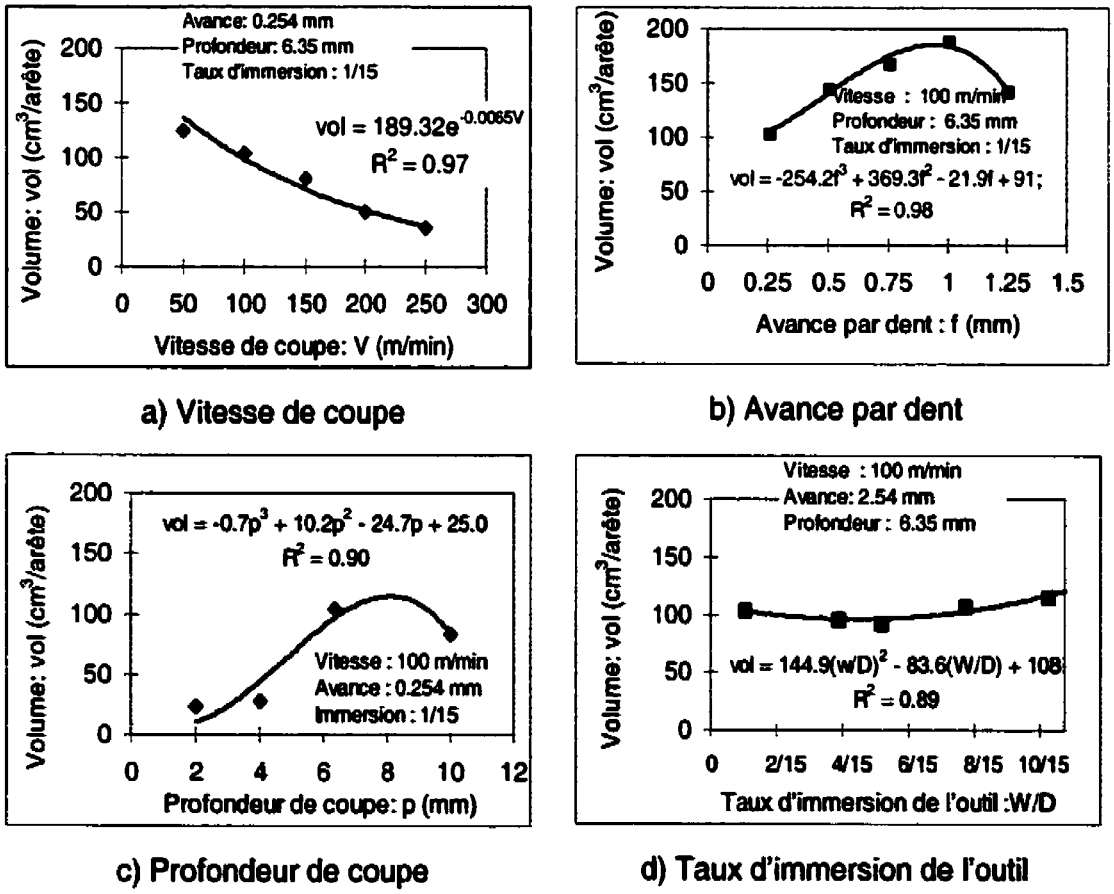


Figure 4. 7: Courbes des volumes de copeau en fonction des paramètres.

Pour ce qui est du coût d'usinage (Figure 4.8), les meilleurs modèles de régression pour les données recueillies sont de type puissance (exception faite pour la vitesse de coupe). Pour construire ces courbes, nous nous sommes servis d'un coût unitaire des plaquettes de 7.43$/arête et d'une main d'œuvre de 50$/heure.

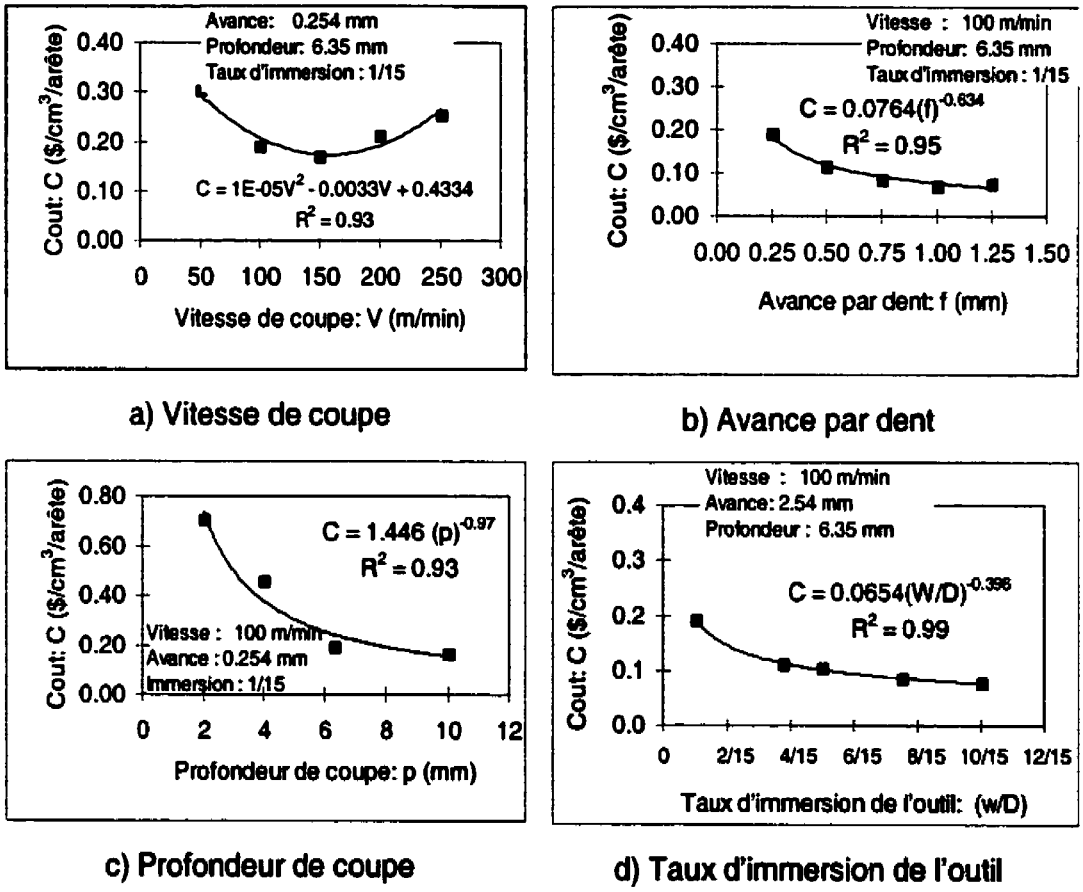


Figure 4. 8: Influence des paramètres de coupe sur le coût d'usinage

4.1.3.4 Influence du débit du copeau sur l'efficacité d'usinage

Le débit de coupe peut varier en fonction de la vitesse de coupe, la vitesse d'avance, la profondeur de coupe ou sur le taux d'immersion de l'outil. La variation de chacun de ces paramètres a des effets différents sur la performance de l'outil. Les figures 4.9a et 4.9b montrent l'influence du débit sur la performance d'usinage lorsque la coupe est faite avec un des paramètres de coupe variable (par paliers) tout en gardant les autres paramètres constants.

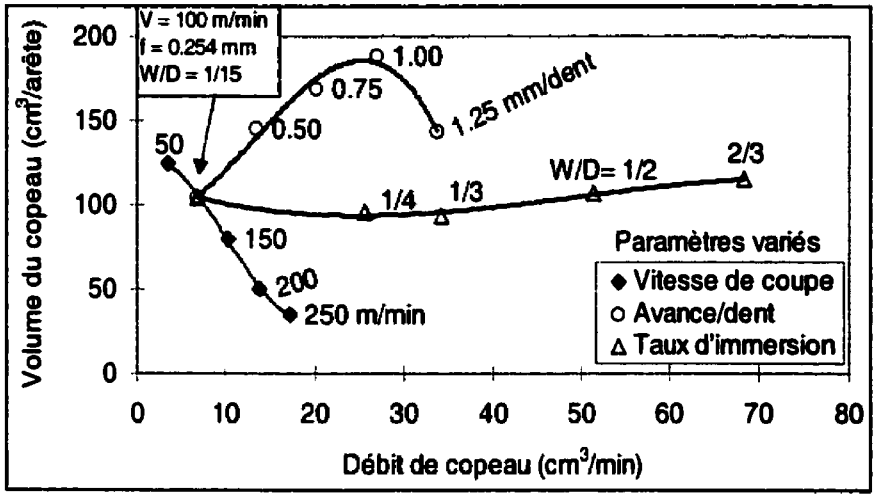
Le point de départ indiqué sur la figure 4.9(a) correspond à un débit de 6.85 cm^3/min composé de :

- Vitesse de coupe : V = 100 m/min.
- Avance/dent : f = 0.254 mm.
- Profondeur de coupe : p = 6.35 mm.
- Taux d'immersion de l'outil : (W/D) = 1/15 du diamètre.

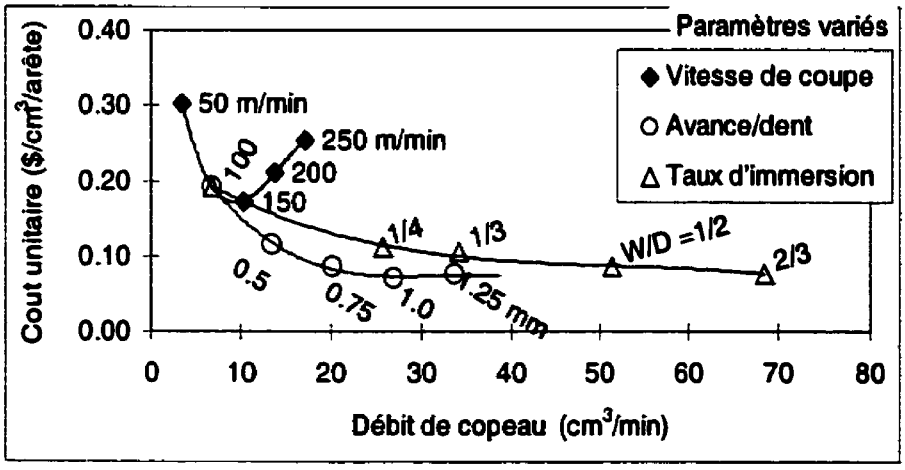
À partir de ce point de départ, nous avons varié un des paramètres de coupe tout en gardant les autres constants. Les effets de telles variations sur la productivité et du coût sont résumées à la figure 4.9 (a et b). De ces figures, il ressort que :

- Pour accroître la productivité, il est préférable de varier l'avance ou le taux d'immersion au lieu de varier la vitesse de coupe (Figure 4.a).

- Le coût d'usinage est aussi réduit quand l'on augmente le débit en variant l'avance par dent ou le taux d'immersion de l'outil (largeur de fraisage). Aux conditions testées, le coût par unité de volume de copeaux et par arête de coupe varie entre 5 et 30 cent pendant le fraisage de surface avec des plaquettes en carbure. Le prix unitaire des plaquettes étant de 7.43 $/arête et la main d'œuvre de 50$/heure.



a) Volume de copeau débité avant une usure en dépouille de 0.3 mm



b) Coût unitaire d'usinage

Figure 4. 9: Influence du débit du copeau l'efficacité d'usinage

4.1.4 Remarques sur le fraisage du GrA-Ni 10S.4G avec des carbures

- Les lignes de tendance des données de la durée de vie des plaquettes en fonction des paramètres de coupe ont indiqué que les modèles classiques, établis pour la coupe des métaux, à l'instar de la loi de Taylor, s'appliquent lors du fraisage du GrA-Ni 10S.4G.

- Il a été difficile d'établir clairement l'influence de la profondeur de coupe sur l'usure des plaquettes. L'augmentation de la profondeur de coupe a accru la longueur d'usure axiale sans toutefois augmenter l'usure en dépouille (VBmax).

- Il a été remarqué que l'augmentation du débit par l'avance a plus d'effet sur la productivité que la vitesse ou le taux d'immersion. Pour améliorer l'efficacité d'usinage, il est donc préférable d'augmenter l'avance que la vitesse de coupe. Ceci faisant, l'on réduit le temps de contact de l'outil avec les particules abrasives et minimise ainsi l'usure des outils. Cette recommandation a été déjà faite par Ramrattan (1996), Lane (1990) et Finn (1996).

- L'avance de 1.00 mm/dent (combinée à la vitesse de coupe de 100 m/min, avec un taux d'immersion de 1/15 et une profondeur de 6.35 mm) a donné les meilleurs résultats (coût minimal) pendant les essais. Cette avance est 4 fois plus grande que celle utilisée habituellement lors du fraisage des métaux où on excède rarement 0.25 mm/dent. Cela n'est pas surprenant car Alcan (1993) recommande d'usiner les composites (Duralcan F3S. 10S et F3S.20S) avec des avances supérieures à 0.381 mm/dent et une vitesse inférieure à 457.5 m/min lorsqu'on utilise des outils au diamant et non pour les carbures conventionnels.

4.2 Fraisage du GrA-Ni 10S.4G avec des outils en diamant

Dans cette section, nous conduisons des essais en vue d'établir les conditions de coupe (vitesse, avance et profondeur) à utiliser lors du fraisage du GrA-Ni 10S.4G avec des plaquettes en diamant. Les indicateurs de performance utilisés sont le coût d'usinage et le volume de composite débité.

4.2.1 Objectifs et procédure expérimentale

4.2.1.1 Objectifs

Des essais de fraisage ont été conduits dans le but de:

- Évaluer la performance des revêtements en diamant.
- Établir les conditions de fraisage du composite GrA-Ni 10S.4G
- Comparer la performance des plaquettes en carbure revêtu du diamant avec celle des plaquettes en diamant polycrystallin.

4.2.1.2 Dispositif expérimental

Voir la section 2.3 (dispositif expérimental pour le fraisage) du chapitre II.

- Plaquettes en carbure revêtu de 25 μm d'épaisseur de diamant et des plaquettes en diamant polycrystallin (voir section 2.3.1 du chapitre II).
- Pièce usinée : blocs cubiques de composite graphitique GrA-Ni 10S.4G.

4.2.1.3 Procédure expérimentale

Au total seize essais ont été conduits avec des plaquettes en carbure revêtu de diamant suivant un plan d'expérience composite centré (Tableau 4.1).

Les niveaux des paramètres dans ce tableau ont été choisis en suivant la recommandation de Alcan (1993), manufacturier des composites Durlacan. Selon ce manufacturier, lorsqu'on utilise le diamant polycrysttallin, les conditions de fraisage des composites à renfort de SiC doivent être les suivantes :

- Vitesse de coupe $\leq$ 457.5 m/min
- Avance par dent $\geq$ 0381 mm
- Profondeur $\geq$ 1.524 mm

Les paramètres maintenus constants sont les suivants :

- Diamètre de l'outil : 38.1 mm (1.5 pouces)
- Largeur de coupe : 23 mm (0.6 fois le diamètre de l'outil).

Tableau 4. 1: Matrice d'étude de la performance des outils lors du fraisage avec des plaquettes en carbure revêtu du diamant.

	Paramètres de coupe			Indicateurs de performance des outils		
Essai	Vitesse V	Avance f	Profondeur p	Volume débité	Coût d'usinage	Vie des outils
	(m/min.)	(mm)	(mm)	(cm^3)	($/$cm^3$/arête)	(min.)
1	600	0.40	2.50	860	0.036	7.37
2	600	0.30	2.00	164	0.165	2.40
3	600	0.40	1.50	655	0.050	9.20
4	400	0.30	2.00	420	0.080	10.40
5	500	0.30	2.50	1070	0.035	15.00
6	400	0.40	2.50	853	0.040	11.00
7	600	0.20	1.50	309	0.093	4.48
8	400	0.20	1.50	853	0.048	18.60
9	500	0.20	2.00	940	0.038	12.33
10	600	0.20	2.50	1400	0.032	24.50
11	400	0.40	1.50	165	0.170	3.63
12	400	0.20	2.50	475	0.074	12.33
13	500	0.30	1.50	260	0.115	6.03
14	500	0.40	2.00	435	0.071	7.00
15	500	0.30	2.00	375	0.081	6.53
16	500	0.30	2.00	740	0.048	12.92
Bas	400	0.20	1.50			
Haut	600	0.40	2.50			

4.2.2 Analyse du mode d'usure des plaquettes

Les courbes d'usure des plaquettes en fonction des paramètres du Tableau 4.1 se trouvent en Annexe III. La figure 4.10 résume les différents types de progression d'usure obtenus lors du fraisage du GrA-Ni10S.4G.

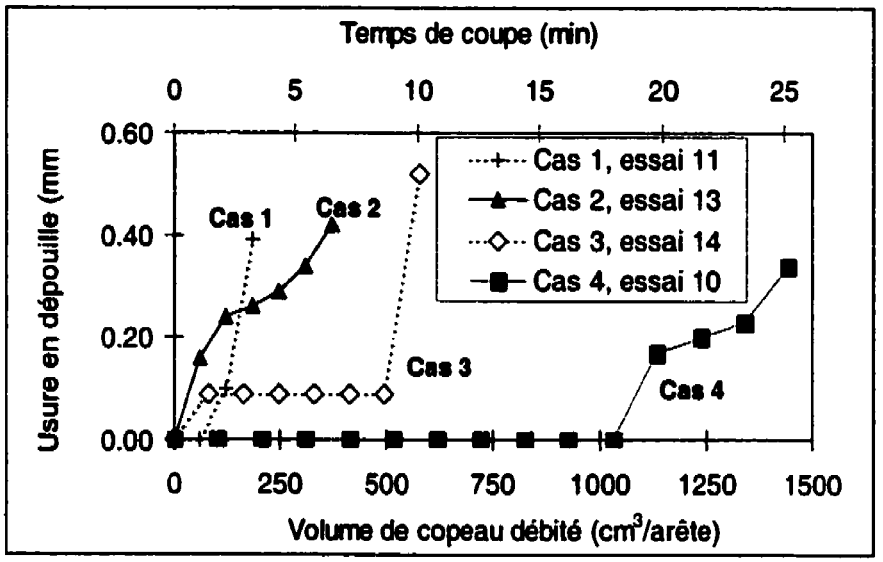


Figure 4. 10: Étendue d'usure sur les plaquettes revêtues de diamant

Les modes de défaillance peuvent être regroupées en quatre catégories ou cas :

- Cas # 1 : Le revêtement s'enlève au cours des premiers cinq minutes d'usinage exposant le substrat à une usure rapide ou catastrophique. Le substrat peut aussi avoir perdu sa résistance lors du procédé de déposition du revêtement ou lors de la préparation ayant précédé le revêtement. Ce mode d'usure est inacceptable car il rend difficile la prédiction de la performance des outils.

- Cas # 2 : La plaquette s'use uniformément comme des carbures non revêtus. Ce type d'usure peut être causé par un manque de résistance à l'abrasion ou par une épaisseur insuffisante du revêtement.

- Cas # 3 : La plaquette s'use rapidement jusqu'à ce que l'usure en dépouille atteigne une valeur limite d'environ 0.2 mm et le taux d'usure devient stable sur une longue période avant que l'usure catastrophique ne s'amorce. Ce type d'usure peut s'expliquer par la disparition des sommets de rugosité par suite d'action abrasive des particules sur les faces actives de l'outil.

- Cas # 4 : La plaquette coupe pendant au moins 20 minutes sans aucune usure mesurable et quand l'usure s'amorce, elle évolue selon le modèle des autres cas précédemment décrits.

Ces cas démontent combien il est difficile d'optimiser la performance des outils en carbure revêtu de diamant lors du fraisage des composites graphiques. Les variations rencontrées peuvent être dues à deux sources :

- Le composite (hétérogénéité, porosité et distribution non uniforme des particules de renforts, voir topographie de surface à l'annexe V).

- Inconstance ou manque d'adhérence du film de diamant sur le substrat. En effet, l'adhérence du film dépend du taux de déposition et de la préparation de la surface de la plaquette avant la déposition du film de diamant. La préparation de surface est faite pour réduire la concentration du substrat en cobalt (ennemi d'adhérence du film de diamant) ou pour rendre la surface rugueuse afin de promouvoir le pouvoir adhésif du diamant. Les techniques employées incluent la corrosion chimique, l'utilisation des couches de revêtement intermédiaires ou l'utilisation des carbures sans ou avec moins de cobalt. Les plaquettes contenant moins ou presque pas de cobalt sont cependant fragiles et sont susceptibles de faillir lors des coupes interrompues comme en fraisage.

Les faces de dépouille des plaquettes (Figure 4.11) présentent des mécanismes de défaillance variés : enlèvement du revêtement (a, f), usure régulière (c), usure accélérée due à un manque de résistance à l'abrasion (b), fracture du revêtement (e).

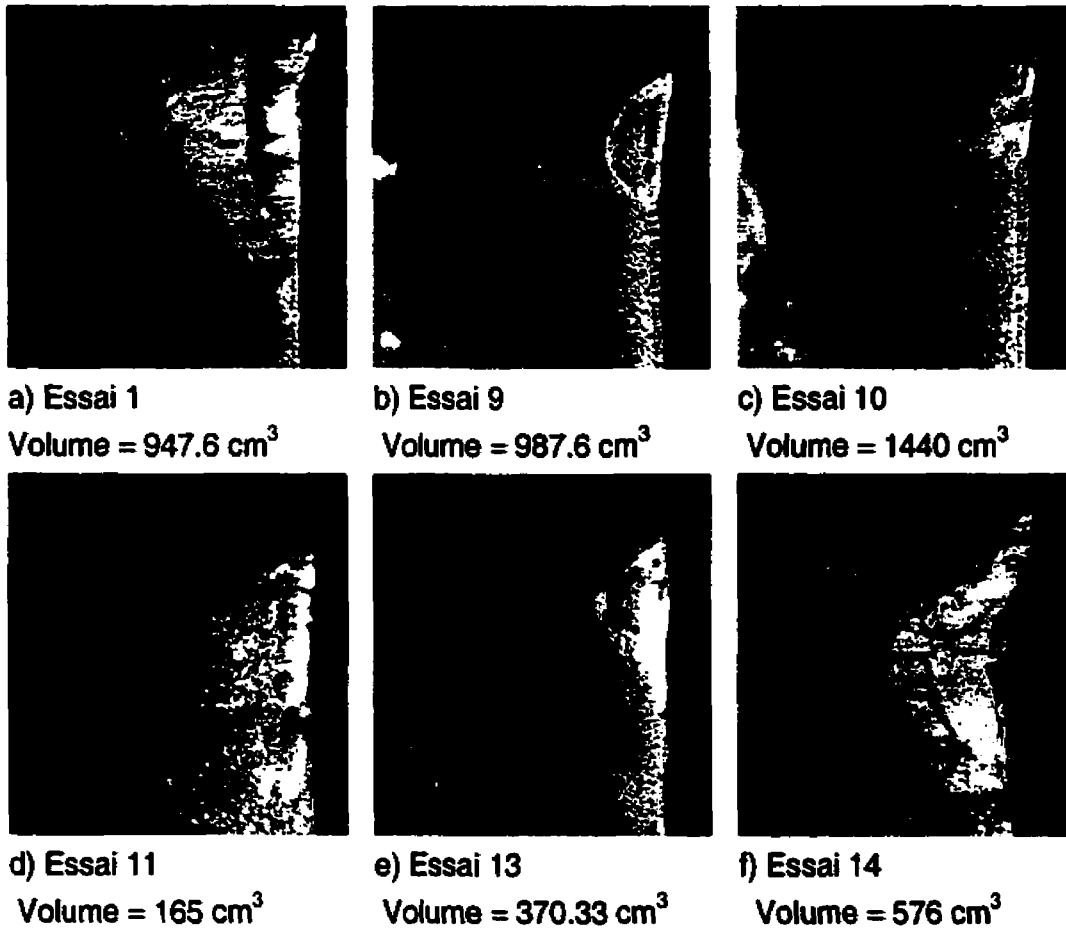
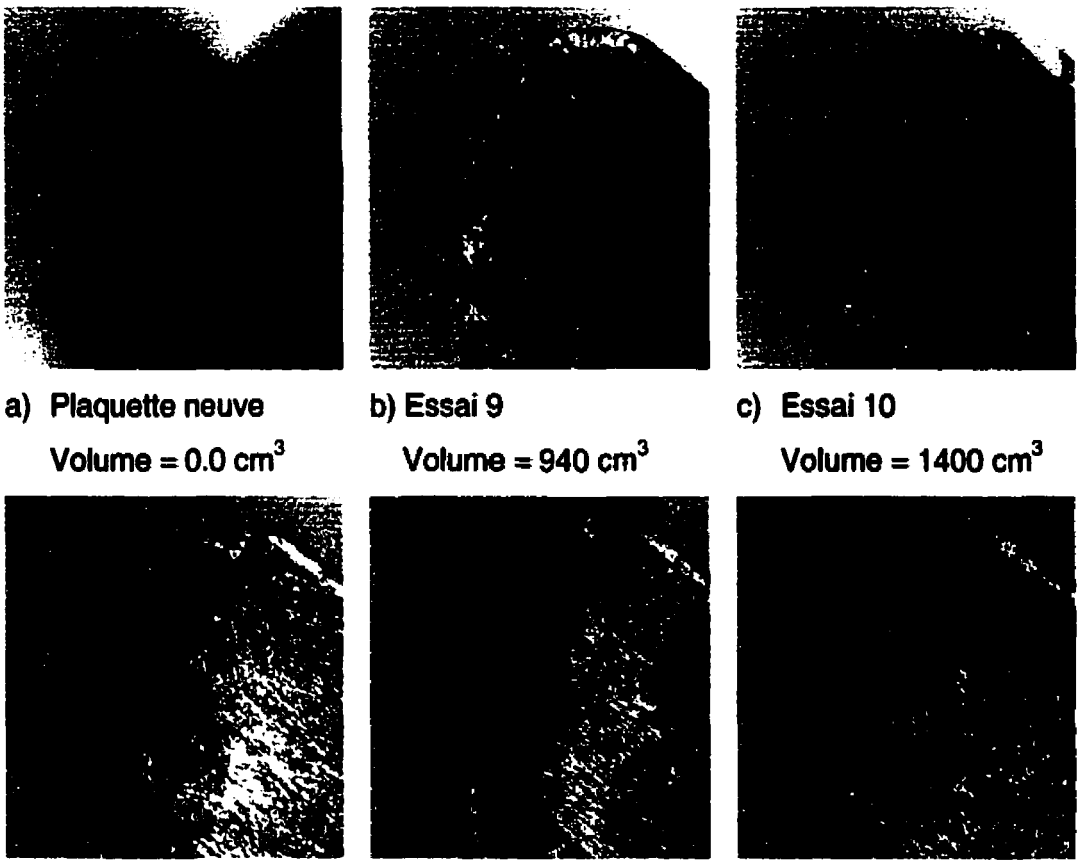


Figure 4. 11 : Modes d'usure de la face de dépouille des plaquettes à la fin des essais en fonction du volume de copeau enlevé (agrandissement: 50 X)



a) Plaquette neuve
Volume = 0.0 cm^3

b) Essai 9
Volume = 940 cm^3

c) Essai 10
Volume = 1400 cm^3

d) Essai 11
Volume = 165 cm^3

e) Essai 13
Volume = 260 cm^3

f) Essai 14
Volume = 435 cm^3

Figure 4. 12: Modes d'usure sur la face de coupe des plaquettes en fin des essais en fonction du volume de copeau enlevé

L'observation de l'état de dégradation de la face de coupe des plaquettes présentées à la figure 4.11 montre des dégradations remarquables de l'arête de coupe de. On note de l'écoulement de l'arête (Figure 4.12 b et c), des fractures (Figure 4.12f), et des manifestations de l'abrasion (Figure 4.12 d). Tous ces mécanismes d'usure, additionné à l'usure en dépouille entraînent une perte notable de la géométrie de l'arête de coupe.

4.2.3 Durée de vie utile des outils de coupe

Pour mieux comprendre l'effet des modes de défaillance variés des plaquettes sur les indices de performance, nous avons représenté à la figure 4.13 les durées de vie tirées du Tableau 4.1.

Regardons de près dans le plan vitesse de coupe-profondeur (plan de dessus) passant par l'avance égale à 0.4 mm/dent :

- À la vitesse de 400 m/min, la vie de l'outil passe de 3.6 minutes (petite profondeur) à 11.0 minutes (profondeur de 2.5 mm). Mais à 600 m/min, lorsqu'on fait le même changement, la vie utile de l'outil décroît et passe de 9.2 à 7.4 minutes seulement.

- Le point central (correspondant aux essais identiques 15 et 16 du Tableau 4.1) montre deux vies utiles dont l'une est le double de l'autre.

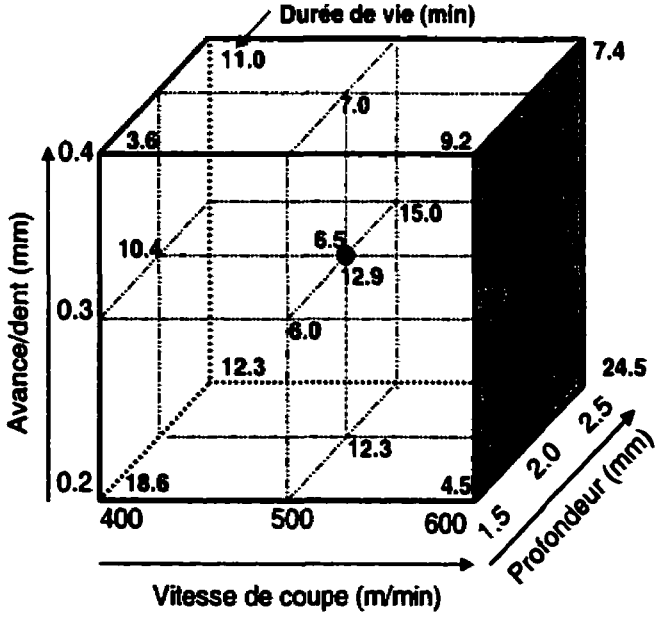


Figure 4. 13: Répartition des durées de vie des outils

Comme nous l'avons déjà mentionné à la section 4.2.1 (Analyse de modes d'usure des plaquettes), il y a une grande variation de performance des plaquettes en carbure revêtues du diamant. Les essais 15 et 16 du tableau 4.1 ont été fait dans des conditions de coupe identiques, mais les résultats de l'essai 16 sont meilleurs que ceux de l'essai 15. La figure 4.14 montre la progression de l'usure les plaquettes utilisées pour ces deux essais. Au début de la coupe, l'usure progresse de façon identique, mais la plaquette de l'essai 15 s'émousse la première suite à la fracture du film de diamant.

La mauvaise prédiction des phénomènes d'usure et donc de la vie utile de l'outil a rendu caduque toute analyse statistique initialement prévue. De même, il est inutile d'analyser le coût d'usinage ou la productivité, car ces deux indices de performance sont liés à la vie utile des plaquettes.

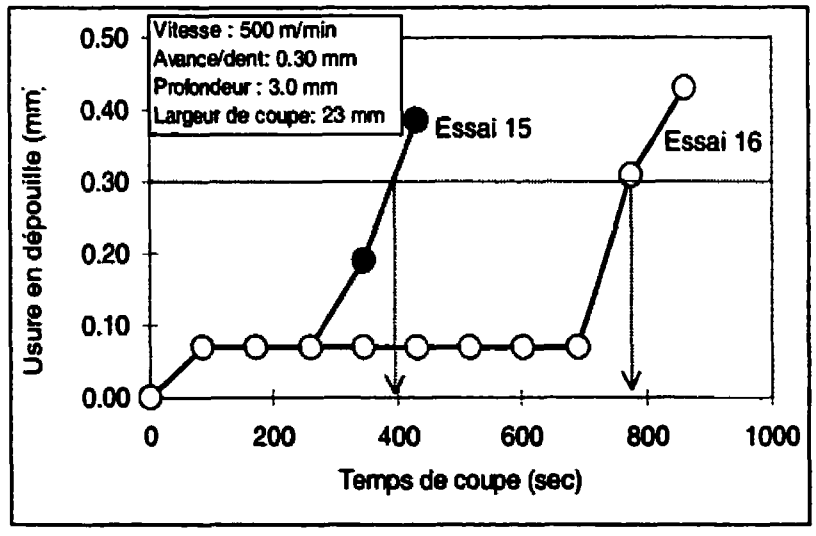


Figure 4. 14: Comparaison de la reproductibilité des performances des plaquettes.

4.2.4 Analyse critique des résultats d'usure

Le choix du plan d'expérience composite utilisé pour l'étude de l'influence de la variation des paramètres de coupe (vitesse, avance et profondeur) sur la durée de vie des outils, la productivité et le coût d'usinage est basé sur le fait que les phénomènes physiques étudiés ne changent pas. Toute variation observée sur les résultats devrait être uniquement la conséquence de la variation du niveau des variables d'entrée.

- En dépit du fait que nous avons pris la peine de faire une sélection du manufacturier des plaquettes suivant la performance de celles que nous avons testé deux fois de suite auparavant, les plaquettes sélectionnées ont comme nous l'avons vu à la section 4.2.1 (mode d'usure des plaquettes) manifesté des mécanismes de défaillance inattendus et aléatoires. Ces phénomènes de défaillance variés rendent caduques les analyses statistiques.

- Le mode de défaillance des plaquettes qui devait être de l'abrasion a changé et donné lieu à écaillages du film de diamant, à l'effondrement de l'arête de coupe et même des écaillages.

Il est à noter que nous avons sélectionné le manufacturier des plaquettes de la manière suivante :

- En 1997 nous avons testé des plaquettes en carbure revêtu du diamant de la companie Sp3 de Californie, CVD-diamond Inc. de London en Ontario et de Kennametal au tournage et au fraisage. Les plaquettes de Kennametal avaient eu la meilleure performance sur le GrA-Ni 10S.4G, suivi de celles de CVD-diamond Inc.

- En 1998 nous avons également testé les plaquettes de Kennametal et de CVD-diamond Inc. lors des opérations de fraisage. Kennametal a encore obtenu la première place. Par contre les plaquettes de CVD-diamond étaient améliorées suite aux résultats de nos premiers essais.

- En 1999, nous avons alors commandé tout un lot de plaquettes revêtues de diamant chez Kennametal pour les essais d'optimisation présentés au Tableau 4.1. Cependant toutes les plaquettes se sont avérées non appropriées. Les modes de défaillance sont variés et aléatoires. Lorsque nous nous sommes plaints au manufacturier, notre agent nous a informé que les chercheurs ne cessent de jouer avec la composition et les méthodes de revêtement.

Nous avons néanmoins retenu les meilleurs résultats des années précédentes et les avons comparés avec ceux obtenus avec les plaquettes en diamant polycrystallin. Ces résultats sont présentés à la figure 4.15 (comparaison des performances des outils en diamant). Les résultats de cette figure montrent bien que les plaquettes en carbure revêtu du diamant, si elles ne s'émoussent pas rapidement, peuvent générer des performances comparables à celles du diamant polycrystallin (PCD). L'une des arêtes de la meilleure de ces plaquettes (DCC2) a été capable de générer 2340 cm^3 de copeau et l'usure en dépouille n'était que de 0.132 mm contre 0.09 mm d'usure en dépouille de la plaquette en diamant polycrysttallin (PCD) à la même période.

Si l'on considère que chaque plaquette en carbure revêtu du diamant a trois arêtes de coupe, les trois arêtes auront générer de l'ordre de 7000 cm^3 pour une usure en dépouille de 0.132 mm si la tendance est maintenue. Si la tendance d'usure du diamant polycrystallin est aussi maintenue, la plaquette devrait aussi

générer entre 6000 et 7000 cm^3 avant que son usure n'atteigne 0.132 mm. Même si le diamant polycrysttallin génère 7000 cm^3 de copeau, le prix de revient de la coupe par unité de volume du copeau sera plus élevé que celui de la plaquette en carbure revêtu du diamant (DCC2) car cette dernière est moins chère (la moitié de la plaquette en diamant polycrystallin).

La performance des plaquettes en carbure revêtu du diamant n'est pas plus bonne que celle du diamant polycrystallin (Figure 4.15). Cependant, les plaquettes en carbure revêtu du diamant ont l'avantage d'offrir plus d'arête de coupe pour un prix unitaire plus bas que celui des plaquettes en diamant polycrystallin.

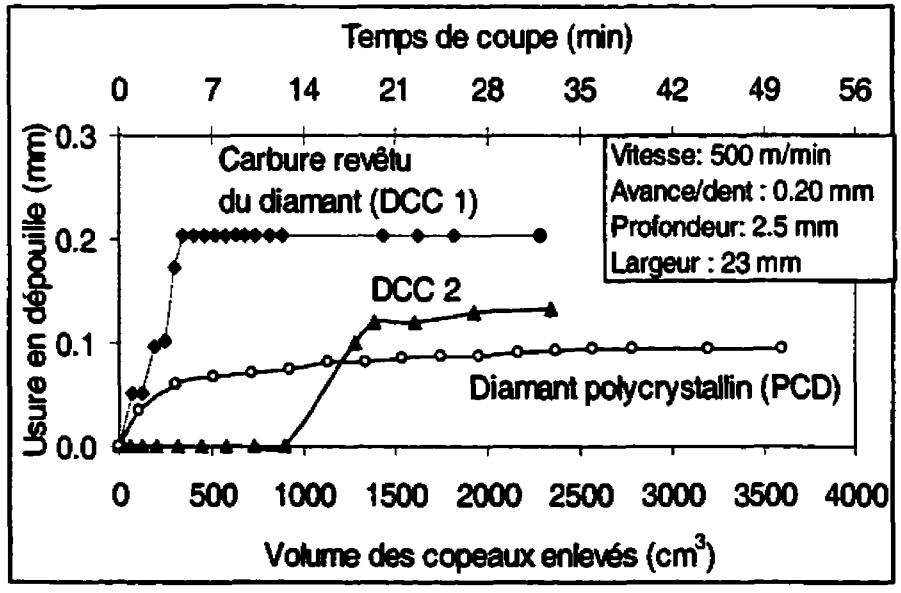


Figure 4. 15: Comparaison des performances des outils en diamant

4.2.5 Analyse des forces de coupe

Nous avons profité du fait que nous étudions la vie des plaquettes lors du fraisage du GrA-Ni 10S.4G pour collecter des forces de coupe dans le but d'avoir une indication de l'intensité des forces de coupe.

Pour ce faire, nous avons utilisé le même plan d'expérience composite (déjà présenté au Tableau 4.1) élaboré pour l'étude des mécanismes de dégradation des outils. Les pièces étaient montées sur la table dynamométrique à 3 trois axes comme indiqué à la figure 4.16. Le système d'axes utilisé pour identifier et mesurer les forces de coupe est présenté à la figure 4.16. Les forces ont été collectées lors de la première passe de coupe. Les résultats obtenus sont présentés au Tableau 4.2.

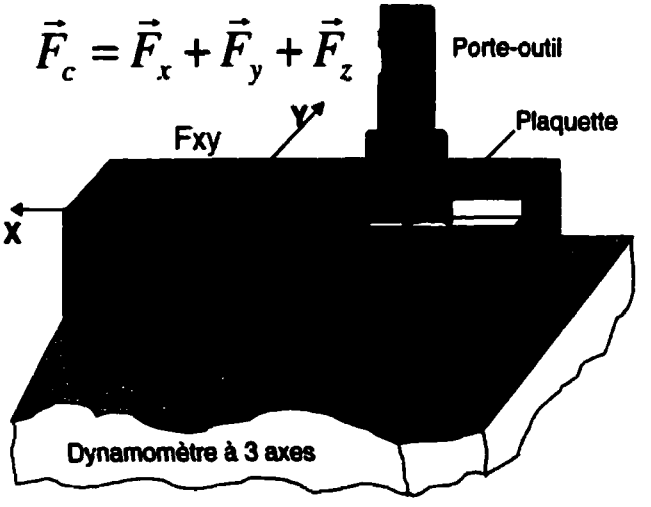


Figure 4. 16: Définition du système d'axes de mesure des forces de coupe

Tableau 4. 2: Matrice des expériences/réponses utilisées pour l'étude des forces de coupe lors du fraisage avec des outils en diamant

	Paramètres de coupe			Forces de coupe			
Essai	Vitesse V	Avance f	Profondeur p	FX	FY	FZ	Résultante Fc
	(m/min)	(mm)	(mm)	(N)	(N)	(N)	(N)
1	600	0.40	2.50	81.58	148.86	26.53	171.8
2	600	0.30	2.00	50.73	96.15	14.32	109.6
3	600	0.40	1.50	62.01	95.30	33.45	118.5
4	400	0.30	2.00	81.15	117.46	31.72	146.2
5	500	0.30	2.50	118.09	145.26	37.38	190.9
6	400	0.40	2.50	207.35	208.26	44.93	297.3
7	600	0.20	1.50	71.59	75.62	41.58	112.1
8	400	0.20	1.50	66.19	77.47	26.86	105.4
9	500	0.20	2.00	86.35	97.85	24.04	132.7
10	600	0.20	2.50	117.40	118.91	27.59	169.4
11	400	0.40	1.50	96.61	115.28	44.44	156.8
12	400	0.20	2.50	132.39	126.95	19.90	184.5
13	500	0.30	1.50	103.97	76.69	22.14	131.1
14	500	0.40	2.00	190.24	168.01	63.40	261.6
15	500	0.30	2.00	157.44	148.08	55.06	223.0
16	500	0.30	2.00	156.50	142.19	58.04	219.3
Bas	400	0.20	1.50				
Haut	600	0.40	2.50				

4.2.5.1 Facteurs influents

Le Tableau 4.3 (ANOVA pour Analyse de variance) dresse une partition des effets des paramètres de coupe sur la force résultante de coupe à partir des résultats du Tableau 4.2 et selon le plan d'expérience utilisé. Si le F-Test est très grand devant le F-Fisher ou F-théorique, l'hypothèse nulle (suivant laquelle le facteur considéré n'influence pas la force de coupe) est rejetée. Ce facteur a donc une influence sur la force de coupe. Le F-test est obtenu en divisant le carré moyenne (MS) par l'erreur totale.

D'après la valeur de F-Fisher obtenue et compte tenu de l'intervalle de confiance choisi, on peut retenir un facteur ou l'enlever du modèle de régression. Par exemple, si nous optons pour un intervalle de confiance de 95 %, l'effet d'un facteur du Tableau 4.3 n'est significatif que lorsque le F-Fisher associé est plus petit que 0.05. Seules la profondeur et l'avance satisfont à ce critère (F-Fisher (profondeur) = 0.0138 et celui de l'avance est 0.0374, Tableau 4.3).

Pour mieux visionner les résultats de l'analyse des variances, un graphe de Pareto est construit (Figure 4.17). Cette figure classe les paramètres de coupe et leurs interactions suivant leur influence décroissante sur les forces de coupe. Les effets sont standardisés pour une meilleure comparaison. Les valeurs standardisées de cette figure sont obtenues en divisant l'effet de chaque facteur par l'erreur sur la valeur estimée du facteur correspondant. Plus l'effet standardisé est élevé, plus le facteur considéré influence les forces de coupe.

Une ligne limite les effets significatifs de ceux qui ne le sont pas. L'intervalle de confiance choisi est 95%. Comme lors de l'usinage des métaux, la force résultante de coupe dépend en majeur partie de la profondeur de coupe et de l'avance par dent, donc de la section du copeau (Figure 4.17).

Tableau 4. 3: ANOVA pour Force de coupe résultante (DCC).

$R^2 = 83.9\%$; R^2-ajusté = 59.8%;

Source	Dégrés de liberté	Carré moyen (MS)	F-test	F-Fisher
Vitesse: V	1	4360.16	3.39	0.1151
Avance: f	**1**	**9119.19**	**7.09**	**0.0374**
Profondeur: p	**1**	**15203.8**	**11.82**	**0.0138**
V^2	1	4934.94	3.84	0.0978
fV	1	3019.42	2.35	0.1763
Vp	1	1486.22	1.16	0.3236
f^2	1	1773.94	1.38	0.2847
fp	1	411.56	0.32	0.5921
p^2	1	275.37	0.21	0.6598
Erreur totale	6	1285.77		

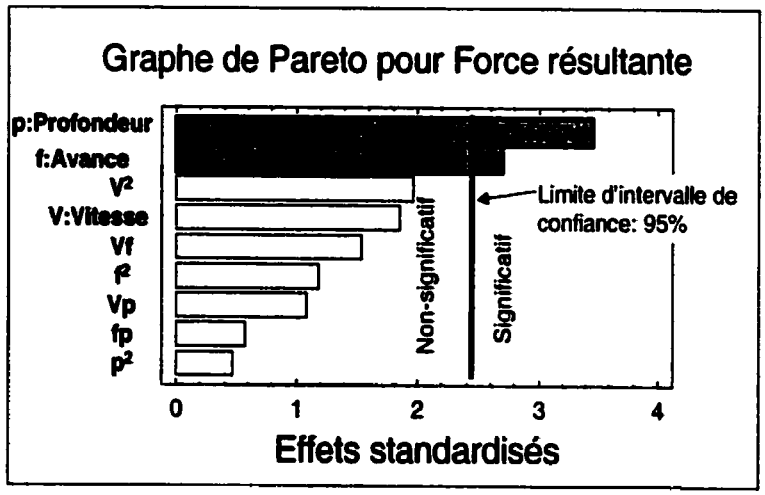


Figure 4. 17: Graphe de PARETO des effets des paramètres de coupe sur la résultante des forces de coupe

4.2.5.2 Difficultés d'établissement du modèle des forces de coupe

Nous avons vu d'après l'analyse de variance (Tableau 4.3) et le graphe de Pareto (Figure 4.17) que seuls l'avance et la profondeur de coupe influencent la force résultante de coupe à 95% d'intervalle de confiance. Cependant, le modèle polynomial découlant du plan composite centré utilisé (Équation A-1 de l'annexe I) a un très bas coefficient de corrélation (R^2-ajusté = 43%). Ce qui indique que seulement 43% des variations observées sur la force résultante sont dues à la variation de l'avance et de la profondeur de coupe. Même en incorporant tous les paramètres de coupe (avance, vitesse et profondeur) dans ce modèle, le coefficient de corrélation ajusté n'est que de 59.7%. Dans la pratique l'on ne retient que des modèles dont le R^2 est l'ordre de 99%. Par conséquent, le modèle de type polynomial (Équation 1.1, annexe I) n'est pas acceptable.

Nous avons essayé d'autres modèles (y compris de type puissance, exponentielle, logarithmique, etc..), mais aucun n'a donné de résultats acceptables. Les meilleurs modèles sont présentés à l'annexe I. Même en incorporant l'usure enregistrée sur les outils dans les modèles, nous n'avons pas obtenu de meilleurs résultats (voir section 1.4 de l'annexe I).

Nous avons aussi essayé différents modèles donnant la force résultante en fonction de la section du copeau (produit de l'avance et de la profondeur), mais aucun d'entre eux n'a été retenu.

En regardant de près l'analyse de variance de toutes les composantes de la force de coupe (Tableaux II.1 à II.3 de l'annexe II), l'on remarque que la composante Fz (dans la direction de la profondeur de coupe) est celle qui a accusé le plus de variabilité (plus basse corrélation; R^2 ajusté = 0) inexplicable

par le modèle ou par la variation des variables indépendantes tandis que la composante Fy (direction perpendiculaire à celle de l'avance de coupe) est celle la plus précise (R^2-ajusté = 77%).

En analysant la composante Fy avec divers types de modèles, les meilleurs résultats sont ceux du modèle puissance incluant l'usure des outils (Équation 1.9 de l'annexe I). Ce modèle a le meilleur coefficient de corrélation (R^2-ajusté = 82%), mais le modèle reste non valable. En plus l'effet de l'usure n'est pas significatif (à 90% d'intervalle de confiance) et ce terme devrait être exclu du modèle; ce qui réduirait encore d'avantage le coefficient de corrélation.

Les faibles corrélations observées sur le modèle des forces de coupe démontrent les difficultés d'établissement d'un modèle de force de coupe lors du fraisage du GrA-Ni 10S.4G avec des plaquettes en carbure revêtu du diamant. Ces difficultés peuvent provenir de :

- Du composite car les résultats des forces sont moins dispersés le long de l'axe Y (perpendiculaire à l'avance) qu'ils ne le sont le long de X (direction de l'avance).

- Le changement d'état de surface des plaquettes suite à l'usure.

- L'usure sur les faces actives de l'outil n'est pas uniforme. Ce qui entraîne la modification de la géométrie de l'arête de coupe.

Nous avons néanmoins fait une comparaison des forces obtenues avec les outils en diamant polycrystallin et les plaquettes en diamant sous forme de revêtement. Pour cette comparaison, nous avons varié uniquement l'avance par dent. Les résultats (et les lignes de tendance) se trouvent à la figure 4.18.

Les plaquettes en diamant polycrystallin ont généré des forces de coupe plus basses que les plaquettes en carbure revêtu du diamant. Cela peut s'expliquer par l'état de surface rugueux des plaquettes en carbure revêtu du diamant et par le fait que l'arête de coupe est arrondie pour que le film de diamant adhère mieux au substrat. Nous reviendrons plus tard sur la qualité des plaquettes à la section 5.2.1 du chapitre V.

Les données obtenues avec le diamant polycrystallin sont plus concentrées et suivent mieux la ligne de tendance que ceux du carbure revêtu du diamant. Ceci est une indication que les difficultés d'établissement d'un modèle de régression valable vu plus haut sont aussi causées par le type d'outil.

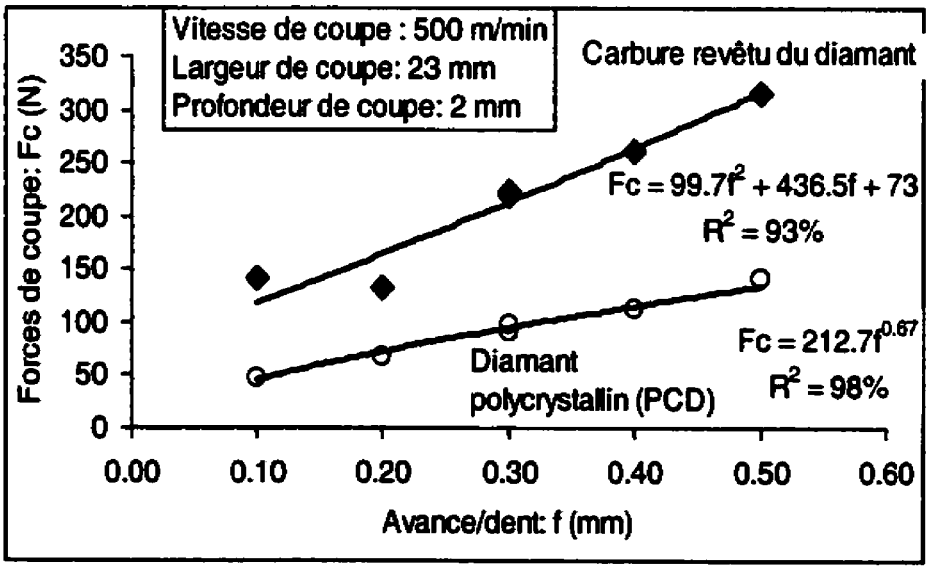


Figure 4. 18: Comparaison des forces de coupe lors du fraisage du GrA-NI 10S.4G en fonction du type de plaquette.

4.3 Conclusions sur le fraisage du GrA-Ni 10S.4G

Cette étude a porté sur le fraisage du composite GrA-Ni 10S.4G. Au cours de la première section portant sur le fraisage de ce composite avec les carbures revêtus du carbo-nitrate de titane (TiCN), il est ressorti que :

- Les lignes de tendance des données de la durée de vie des plaquettes en fonction des paramètres de coupe ont indiqué que les modèles classiques, établis pour la coupe des métaux, à l'instar de la loi de Taylor, s'appliquent lors du fraisage du GrA-Ni 10S.4G.

- Pour améliorer l'efficacité d'usinage, il est préférable d'augmenter l'avance ou le taux d'immersion qui ont plus d'effet sur la productivité et le coût d'usinage que la vitesse de coupe.

- L'avance/dent qui a donné le meilleur résultat en terme de productivité et du coût d'usinage est 1.0 mm/dent. Cette avance est 4 fois plus grande que celle utilisée dans le cas des métaux où l'on dépasse rarement 0.25 mm/dent, mais demeure dans les limites recommandées par les manufacturiers de composites de type Dulralcan.

Le fraisage du GrA-Ni 10S.4G avec des plaquettes en carbure revêtues de diamant a révélé que :

- En dépit des progrès réalisés dans l'amélioration de l'adhérence des revêtements de diamant sur les substrats, la performance des outils en carbure revêtus de diamant (DCC) demeure difficile à prédire lors du fraisage du GrA-Ni®. Les mécanismes de dégradation de ces plaquettes

sont variés. Cela entraîne une grande variation de la durée de vie de ces outils varie et rend toute tentative d'optimisation ou de recherche de modèle de régression vaine.

- Pour les plaquettes qui n'ont pas failli prématurément, la durée de vie des arêtes en carbures revêtus de diamant n'a pas excédé celle du diamant polycrystallin (PCD). Cependant, les carbures revêtus de diamant sont plus efficaces car ils ont l'avantage d'offrir plusieurs arêtes de coupe. Les carbures revêtus de diamant ayant une bonne adhérence du diamant sur le substrat peuvent couper aussi longtemps que les diamants polycrystallin lors du fraisage des GrA-Ni 10.4G.

- Il a été constaté que le taux d'usure en dépouille des meilleures plaquettes en carbures revêtus de diamant se stabilise au terme d'une usure en dépouille donnée (0.1 ou 0.2 mm). Après ce niveau d'usure, les plaquettes coupent pendant longtemps (~ un quart d'heure) sans aucun accroissement d'usure.

- Il a été en outre démontré les forces de coupe lors du fraisage du composite GrA-Ni 10S.4G dépendent en majeure partie de l'avance et de la profondeur de coupe, donc de la section du copeau.

- Aucun modèle de régression valable de la force de coupe résultante n'a cependant été trouvé. Les difficultés d'établissement du modèle peuvent provenir du procédé de fabrication du composite ou de la dégradation non uniforme des plaquettes utilisées (carbure revêtu du diamant).

Ce chapitre clôt l'ensemble des travaux de fraisage sur les composites GrA-Ni®. Au chapitre suivant, nous attaquons le tournage.

CHAPITRE V

TOURNAGE DU GrA-Ni 10S.4G AVEC DES OUTILS EN DIAMANT

Dans ce chapitre, des essais de tournage sont conduits pour évaluer l'état de surface des chemises de pistons en GrA-Ni 10S.4G usinées avec les outils en diamant.

L'état de surface des pièces obtenues par tournage dépend de la géométrie de l'outil (rayon du bec), des paramètres de coupe (avance, profondeur et vitesse) et des conditions de l'outil (usure, arête rapportée, forme du copeau), de la machine (stabilité, environnement, application du fluide de coupe) et du type de matériau de la pièce (type, qualité et condition). Si les conditions de coupe sont telles que le phénomène d'arête rapportée ne se présente pas et que la pièce ne vibre pas, l'état de surface va dépendre surtout de l'avance et du rayon du bec de l'outil.

Plusieurs paramètres définissent le fini d'une pièce, mais le plus utilisé est la rugosité moyenne arithmétique du profil des rugosités (Ra). L'état de surface influence le comportement des pièces mécaniques (résistance à la fatigue et à la corrosion, frottement, lubrification, adhérence du revêtement) et la rigidité de contact des pièces assemblées par emmanchement forcé.

Le paramètre de fini de surface retenu pour cette étude est la rugosité moyenne (Ra). Deux plaquettes de matériaux différents et de même rayon de bec sont utilisées pour cette étude.

L'état de surface des pièces est souvent évalué en utilisant un profilomètre muni d'un palpeur (« stylus »). Cette méthode a été adoptée depuis 1927 et elle

demeure la plus utilisée si bien que les résultats obtenus par cette méthode serve de plus en plus de référence (Whitehorse, 1988). Les autres méthodes d'évaluation du fini des pièces incluent les probes optiques, l'interférométrie, le balayage par microscope (Leonardo et al. (1996). Ces méthodes sont surtout utilisées pour obtenir des profiles 3D servant à caractériser la microtopographie des surfaces.

5.1 Objectifs et procédure expérimentale

Le tournage a été utilisé pour évaluer l'état de surface des chemises de pistons usinées avec les outils en diamant. Des plaquettes de même géométrie les unes en diamant polycrystallin (PCD) et les autres en carbure revêtu de diamant (DCC) ont été utilisées pour tourner les pièces en GrA-Ni 10S.4G. Au total 16 essais arrangés suivant un plan d'expérience composite centré ont été conduits.

5.1.1 Équipement

- Machine-outil : Centre de tournage à contrôle numérique (voir section 3.3.3)

- Matériaux des outils (voir description à la section 3.3.1)
  - Plaquettes en carbures revêtus d'une couche de diamant de 25 µm d'épaisseur (DCC).
  - Plaquettes en diamant polycrystallin (PCD)

- Pièces: Chemises des pistons d'automobiles en composite GrA-Ni 10S.4G.

- Instrument de mesure de l'état de surface des pièces et des plaquettes : Profilomètre SURFTEST 300 muni d'un palpeur.

5.1.2 Procédure expérimentale

L'état de surface des plaquettes utilisées a été évalué avant leur utilisation en utilisant un profilomètre de profil. La figure 5.1 résume les résultats obtenus.

Généralement, la rugosité moyenne du profil (Ra) des plaquettes en carbure revêtu du diamant varie de 0.5 à 1.5 µm alors que celle des plaquettes en diamant polycrystallin ne varie que de 0.006 à 0.05 µm (~10 fois moins rugueuses que les premières). Les rugosités des plaquettes utilisées entrent dans cette plage et sont confirmées par les travaux de Oles et al. (1996).
La hauteur maximale des irrégularités du profil enregistré sur les carbures revêtu de diamant et 23 fois plus élevée que celle obtenue sur les plaquettes en diamant polycrystallin. Plus la plaquette est rugueuse, plus la rugosité moyenne du fini des pièces usinées et les forces de coupe sont élevés.

Les pièces ont été tournées en utilisant deux types de plaquettes à des paramètres de coupe différents suivant le plan du Tableau 5. 1. Par la suite les pièces usinées ont été inspectées et leur fini analysé en utilisant un profilomètre de profil et un logiciel d'analyse de profil (SURFTEST).

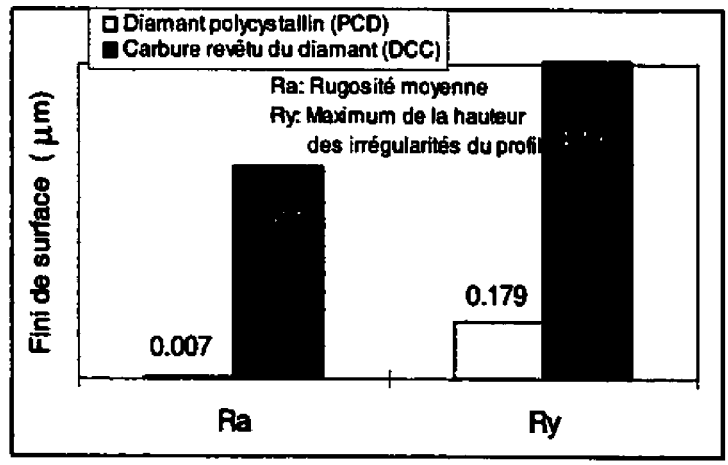


Figure 5. 1: Comparaison du fini des plaquettes avant leur utilisation

5.2 Résultats et analyse

5.2.1 Profils de rugosité des surfaces

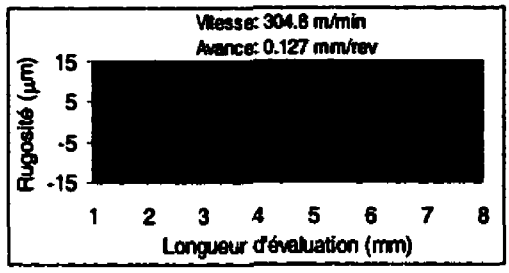
Dans l'ensemble des cas, les résultats obtenus lors du tournage avec des plaquettes en diamant polycrystallin ont été meilleurs que ceux obtenus avec les plaquettes en carbure revêtu de diamant. Aux mêmes conditions de coupe, la rugosité moyenne du fini obtenu avec des plaquettes en carbure revêtu de diamant est deux fois plus élevée que celle générée par les plaquettes en diamant polycrystallin (Figure 5.2). Ces profils de rugosité de l'état de surface de la pièce finie montrent des saillies et des vallées de grande hauteur :

- Les vallées (ou creux) peuvent être causées par les pores contenus dans le composite ou par des trous générés lorsque les particules de renfort se délogent lors de l'usinage (voir topographie des surfaces usinées à l'annexe E).

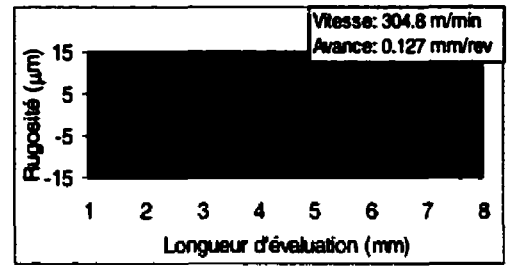
- Les saillies quant à elles, témoignent la présence des particules de renfort qui n'ont pas été coupées.

Des essais additionnels sont nécessaires pour confirmer ces points, mais nous ne le ferons pas dans le cadre de ce travail qui vise surtout à caractériser et à comparer les rugosités moyennes des profils.

Si l'on filtre le profil ou considère uniquement les portions de la longueur d'évaluation ne contenant pas de hautes saillies ou vallées, on obtient les profils de la figure 5.3. Ces profils montrent combien les plaquettes en diamant polycrystallin (parce qu'ayant des arêtes bien pointues et un meilleur fini sur les faces actives de coupe) génèrent des pièces de bon fini.

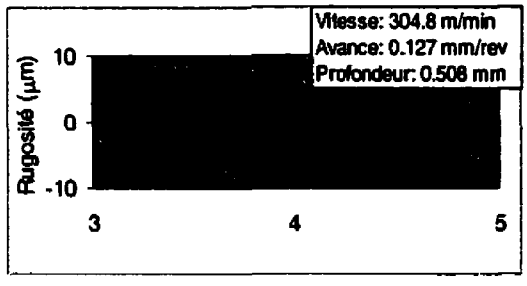


a) Outil en carbure revêtu du diamant

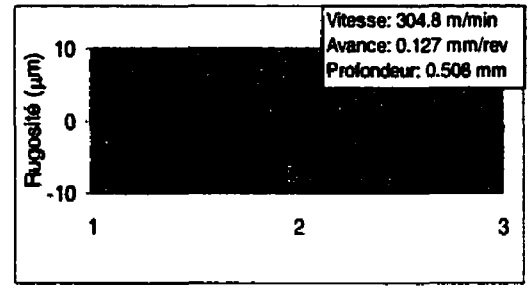


b) Outil en diamant polycrystallin

Figure 5. 2: Profils de rugosité de surface des pièces finies



a) Outil en carbure revêtu du diamant



b) Outil en diamant polycrystallin

Figure 5. 3: Profils après filtration de porosité

Les résultats des rugosités moyennes (Ra) obtenus avec les différentes plaquettes et conditions de coupe sont regroupés au Tableau 5.1. Ces résultats sont les moyennes de trois relevés de Ra pour chaque essai. Les résultats des hauteurs maximales des rugosités de profil relevés sur les pièces sont regroupés au Tableau D-1 de l'annexe D.

Tableau 5. 1: Matrice d'expérience et des rugosités des finis de surface

Longueur totale d'évaluation : 8 mm

Longueur de base : 0.8 mm

Essais	Paramètres de coupe				Rugosité moyenne	
	Avance	Vitesse (DCC)	Vitesse (PCD)	Profondeur de coupe	**Ra (DCC)**	**Ra (PCD)**
	(mm/tr)	m/min	m/min	(mm)	(µm)	(µm)
1	0.254	457.2	533.4	1.016	**3.23**	**1.84**
2	0.127	304.8	304.8	0.508	**1.20**	**0.82**
3	0.381	304.8	304.8	0.508	**4.70**	**2.90**
4	0.127	609.6	762.0	0.508	**1.23**	**0.83**
5	0.381	609.6	762.0	0.508	**4.80**	**2.80**
6	0.127	304.8	304.8	1.524	**1.47**	**0.72**
7	0.381	304.8	304.8	1.524	**4.73**	**3.00**
8	0.127	609.6	762.0	1.524	**1.41**	**0.75**
9	0.381	609.6	762.0	1.524	**4.86**	**3.12**
10	0.091	457.2	533.4	1.016	**0.92**	**0.59**
11	0.417	457.2	533.4	1.016	**5.06**	**3.31**
12	0.254	260.9	239.3	1.016	**3.09**	**1.70**
13	0.254	653.5	827.5	1.016	**3.27**	**1.84**
14	0.254	457.2	533.4	0.363	**3.21**	**1.74**
15	0.254	457.2	533.4	1.669	**3.25**	**1.77**
16	0.254	457.2	533.4	1.016	**3.28**	**1.74**

Niveaux des paramètres de coupe

Bas	0.127	304.8	304.8	0.508
Haut	0.381	609.6	762.0	1.524

5.2.2 Analyse statistique

L'analyse statistique des résultats du Tableau 5.1 a été conduite en utilisant des analyses des variances (Tableaux 5.2 et 5.3) et en différentiant les variables significatives par des graphes de Pareto (Figures 5.4a et 5.4b).

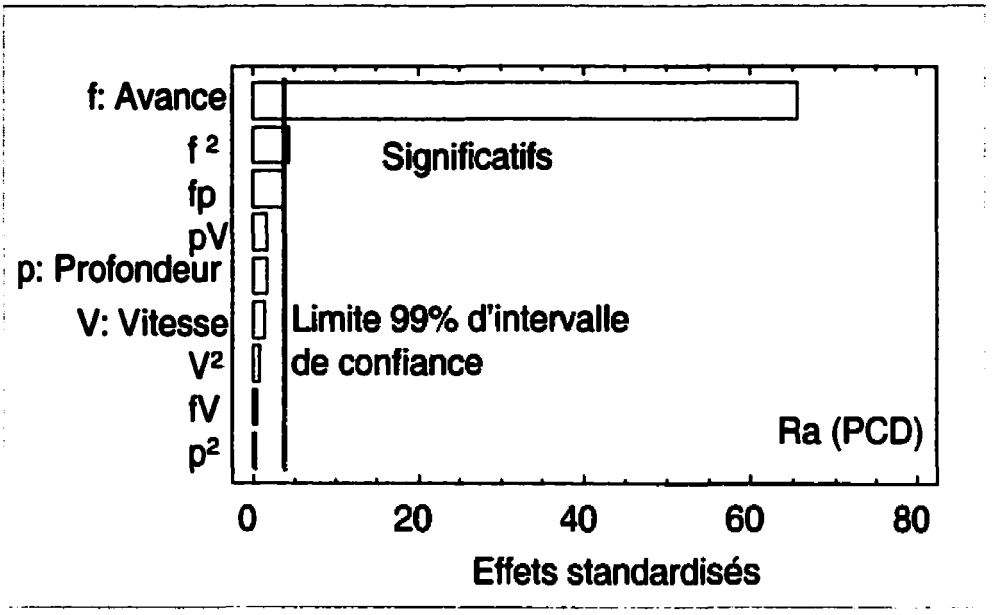
Les effets standardisés des figures 5.4a et 5.4b sont obtenus en soustrayant la moyenne des Ra au niveau bas de chaque facteur (avance/tour, vitesse et profondeur de coupe) de celle obtenue au niveau haut des mêmes facteurs. Cette réponse est ensuite divisée par l'erreur standard du facteur correspondante.

Les graphes de Pareto (Figure 5.4a et 5.4b) montrent les points suivants pour les deux types de plaquettes utilisées (diamant polycrysttallin (PCD) et carbure revêtu du diamant (DCC) :

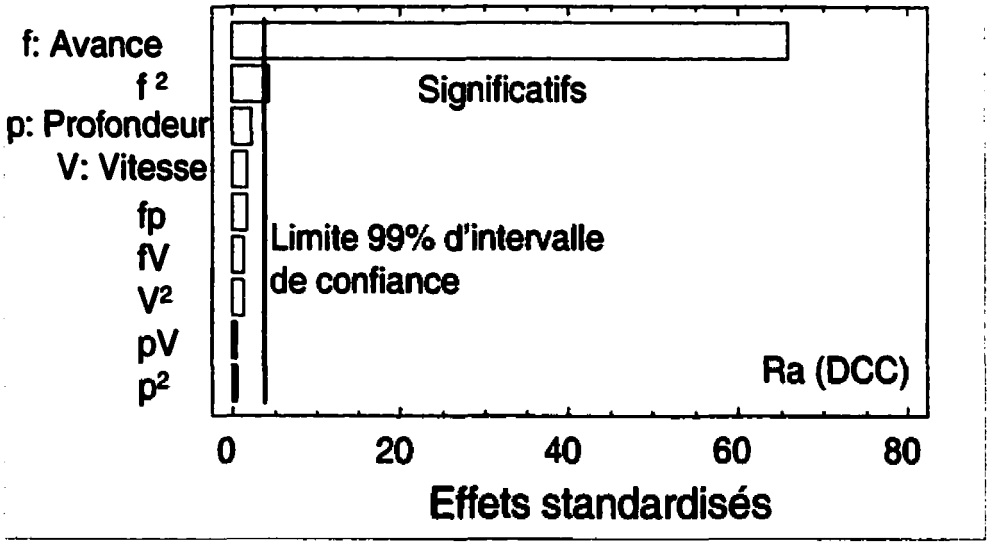
- L'avance par tour est le seul paramètre qui influence Ra à plus de 99% d'intervalle de confiance (Figure 5.4a et b). Le terme de l'avance (f) et celui de f^2 sont les seuls qui ont des effets standardisés plus élevés que la limite requise pour un intervalle de confiance de 99%.

- La vitesse et la profondeur de coupe, ainsi que leurs interactions n'influencent pas la rugosité moyenne.

À partir de ces deux points, nous pouvons conclure que le modèle de régression donnant la rugosité moyenne en fonction des paramètres de coupe n'aura que le terme de l'avance (f) et celui de f^2.



a) : Cas du diamant polycrystallin (PCD)



b) : Cas du carbure revêtu du diamant (DCC)

Figure 5. 4: Graphes de Pareto des effets des paramètres de coupe sur Ra

L'analyse des variances des résultats (Tableaux 5.2 à 5.3) permet de déterminer lequel des facteurs (vitesse, avance ou profondeur de coupe) a une influence significative sur Ra. Elle donne aussi le niveau plus exact de signification des effets, plus que ne le font les graphes de Pareto.

L'analyse de variance (Tableaux 5.2 à 5.5) regroupe les variations observées sur chaque réponse en fonction de l'effet de chaque facteur. Elle aide aussi à tester l'hypothèse nulle. Le test d'hypothèse nulle est effectué après calcul du F-test qui est le rapport entre la somme des carrés moyens à la somme des carrés moyens de l'erreur. Le test statistique F-Fisher (ou F-théorique) quant à lui est donné par une distribution de probabilité Fisher.

L'effet d'un facteur sur la réponse est significatif si le F-test est très grand par rapport au F-Fisher. Par exemple, on remarque que dans tous les tableaux de variance, le F-test associé à l'avance est très grand par rapport au F-Fisher, donc l'avance influence le plus l'état de surface (rejet de l'hypothèse nulle).

Pour un intervalle de confiance de 99% (risque d'erreur : 1/100), le F-Fisher doit être inférieur à 0.01 pour qu'un facteur soit déclaré significatif. L'avance satisfait à ce critère (Tableaux 5.2 et 5.3). L'effet de l'interaction entre l'avance et la profondeur de coupe (terme fp) talonne de près celui de l'avance, mais l'intervalle de confiance selon laquelle ce terme peut être considéré comme significatif est bas pour le cas de tournage avec les plaquettes en carbure revêtu du diamant (DCC). Ces intervalles de confiance sont 99.14% pour PCD (1-F_Fisher = 1-0.0086 ≈99.14%) et uniquement 81% pour le cas de DCC.

Vu la dominance de l'effet de l'avance sur les effets des autres facteurs (Figure 5.4), les autres termes y compris le terme f^2 peuvent être considérés comme des bruits.

Tableau 5. 2: ANOVA pour Ra (DCC), R^2=99.8%; R^2-ajusté = 99.6%;

Source	ddl	MS	F-test	F-Fisher
[illegible]				
Vitesse: V	1	0.016	2.20	0.18
Profondeur: p	1	0.031	4.13	0.08
[illegible]				
fV	1	0.008	1.13	0.32
fp	1	0.016	2.16	0.19
V^2	1	0.008	1.10	0.33
Vp	1	0.0004	0.06	0.81
p^2	1	0.0040	0.05	0.82
Erreur totale	6	0.0074		

Tableau 5. 3 : ANOVA pour Ra (PCD); R^2=99.8%; R^2-ajusté =99.6%;

Source	ddl	MS	F-test	F-Fisher
[illegible]				
Vitesse: V	1	0.0051	1.66	0.2445
Profondeur: p	1	0.0068	2.24	0.1851
[illegible]				
fV	1	0.0005	0.02	0.9025
fp	1	0.0450	14.69	0.0086
V^2	1	0.0002	0.07	0.8067
Vp	1	0.0072	2.35	0.1761
p^2	1	0.00125	0.41	0.5464
Erreur totale	6	0.00306		

ANOVA: Analyse de variance

ddl: degrés de liberté; MS: Carré moyen

F-test: Rapport du carré moyen du facteur considéré au carré moyen de l'erreur totale

F-Fisher: Test statistique donné par la distribution de probabilité Fisher (F).

5.2.3 Modèles de régression de Ra

Bon nombre d'auteurs qui ont conduit des essais pour caractériser l'état de surface des pièces en composites lors du tournage comparent les résultats expérimentaux au modèle théorique donné par l'équation 5. 1 (Chawick et Health, 1990; Looney et al. 1990; Tomac et Tonnessen, 1992; Quigley, Monaghan et O'Reilley, 1994).

$$R_a = 0.0321 \cdot \frac{f^2}{r} \qquad (5.1)$$

f :avance /tour

r = 0.8 mm (dans notre cas): rayon au bec de la plaquette

Les résultats expérimentaux et la prédiction donnée par le modèle théorique de Ra (équation 5.1) sont regroupés à la figure 5.5. De cette figure il ressort que :

- Tout comme l'ont déjà observé Tomac et al (1992), aux basses avances, les points expérimentaux sont plus élevés que le Ra théorique tandis que la tendance est renversée aux hautes avances. Les basses valeurs de Ra aux hautes avances s'expliquent par le fait que l'outil s'use et le rayon au bec de l'outil devient plus grand. Aux basses avances de coupe, le Ra mesuré sur la surface usinée avec le diamant polycrystallin est similaire à la valeur théorique. Ceci est dû au fait le diamant polycrysttallin ne s'use pas vite et que son état de surface de surface ne change pas comme celui du diamant sous forme de revêtement qui perd ses saillies lors de la coupe (déjà discuté section 4.2.4 et figure 4.15 du chapitre 4).

- Dans l'ensemble, l'état de surface (Ra) des pièces usinées avec le PCD est meilleur que celui qu'on obtient avec les carbures revêtus du diamant

(Figure 5.5). Cela s'explique par le meilleur fini des faces des plaquettes en diamant polycrystallin comparé à celui des faces actives du DCC (déjà discuté à la section 5.1.2 de ce chapitre).

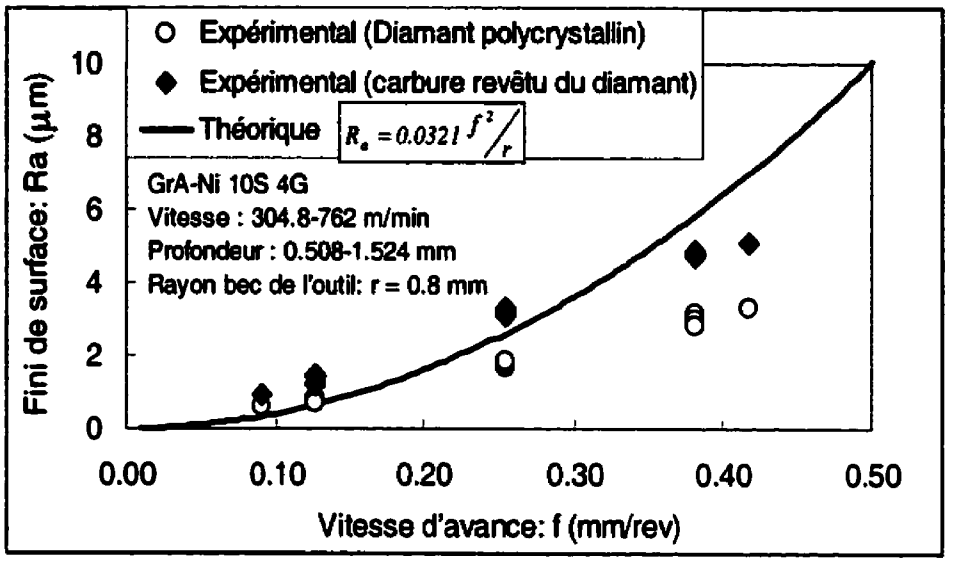


Figure 5. 5: Influence de la vitesse d'avance sur la rugosité de la pièce

Les modèles de régression de Ra en fonction de l'avance (paramètre le plus influent) découlant du plan d'expérience composite centré utilisé sont donnés par les équations 5.2 et 5.3.

$$Ra(DCC) = 13.3f - 0.27 \qquad R^2\text{-ajusté} = 99.2\% \qquad (5.2)$$

$$Ra(PCD) = 8.5f - 0.315 \qquad R^2\text{-ajusté} = 98.8\% \qquad (5.3)$$

Avec : Ra (µm) : rugosité moyenne.

f (mm/rev) : avance par tour variant de 0.127 à 0.381 mm/rev.

Les modèles régression de la rugosité moyenne du profil (Ra) obtenus ressemblent à ceux qu'on obtient lors de l'usinage des métaux (Équation 5.1) par le seul fait ces modèles décrivent Ra en fonction de l'avance. Ces modèles (Équations 5.2 et 5.3) sont cependant inacceptables dans la pratique à cause du signe négatif. En effet, si l'avance tend vers zéro, les équations 5.2 et 5.3 indiquent que Ra va tendre une valeur négative, ce qui ne veut rien dire physiquement. Par ailleurs, l'analyse des résidus a montré que la distribution des résidus ne suit pas une loi normale. C'est pour ces deux raisons que des transformations ont été faites en vue d'élaborer d'autres types de modèle.

Les meilleurs modèles de régression obtenus sont de type puissance et sont donnés par les équations 5.4 et 5.5. Le coefficient de corrélation de Ra pour le cas du DCC (Équation 5.4) est réduit par rapport à celui de l'équation 5.3, mais le modèle est simple et commode.

$$Ra(DCC) = 15.12 f^{1.166} \qquad R^2\text{–ajusté} = 98.8\% \qquad \textbf{(5.4)}$$

$$Ra(PCD) = 9.04 f^{1.177} \qquad R^2\text{-ajusté} = 99.2\% \qquad \textbf{(5.5)}$$

Avec : Ra (µm) : rugosité moyenne.

f (mm/rev) : avance par tour variant de 0.127 à 0.381 mm/rev.

Nous n'avons utilisé que des plaquettes de même rayon au bec pour nos essais. Afin de pouvoir mieux comparer les équations 5.4 et 5.5 avec le modèle théorique de rugosité établi pour les métaux (Équation 5.1) rayon du bec de l'outil, divisons ces équations par la valeur du rayon au bec des plaquettes (r =0.8 mm). Quand nous le faisons, les équations 5.4 et 5.5 deviennent :

$$Ra(DCC)=12.096\frac{f^{1.166}}{r} \qquad R^2\text{–ajusté} = 98.8\% \qquad (5.6)$$

$$Ra(PCD)=7.232\frac{f^{1.177}}{r} \qquad R^2\text{-ajusté} = 99.2\% \qquad (5.7)$$

Avec : Ra (µm) : rugosité moyenne.

f (mm/rev) : avance par tour variant de 0.127 à 0.381 mm/rev.

r = 0.8 mm : rayon au bec des plaquettes

En comparant ces résultats avec l'équation 5.1, nous pouvons affirmer sans ambiguïté que la rugosité moyenne (R_a) des pièces en composite GrA-Ni 10S.4G varie avec l'avance par tour (f) et le rayon de l'outil (r) suivant le modèle de l'équation 5.1 établi pour les métaux.

Seulement, nous nous devons d'ajouter que Ra augmente moins vite avec l'avance pour le GrA-Ni 10S.4G comparativement au cas des métaux. L'exposant de l'avance obtenu est de l'ordre de 1.17 (Équations 5.6 et 5.7) contre 2 dans le modèle théorique (Équation 5.1).

Les figures 5.6 et 5.7 comparent les modèles de régression établis avec les résultats expérimentaux et le modèle théorique (Équation 5.1). Il ressort que chacun des modèles expérimentaux (Équations 5.2 à 5.3 et 5.6 à 5.7) prédit bien Ra dans la plage des avances testées (0.127 à 0.381 mm/rev).

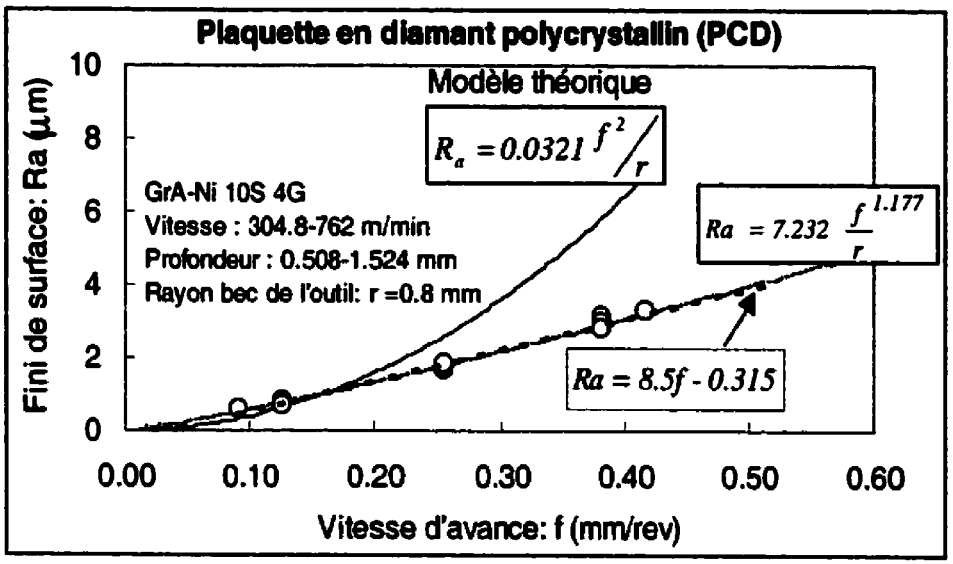


Figure 5. 6 : Comparaison des modèles de prédiction de Ra (cas du PCD)

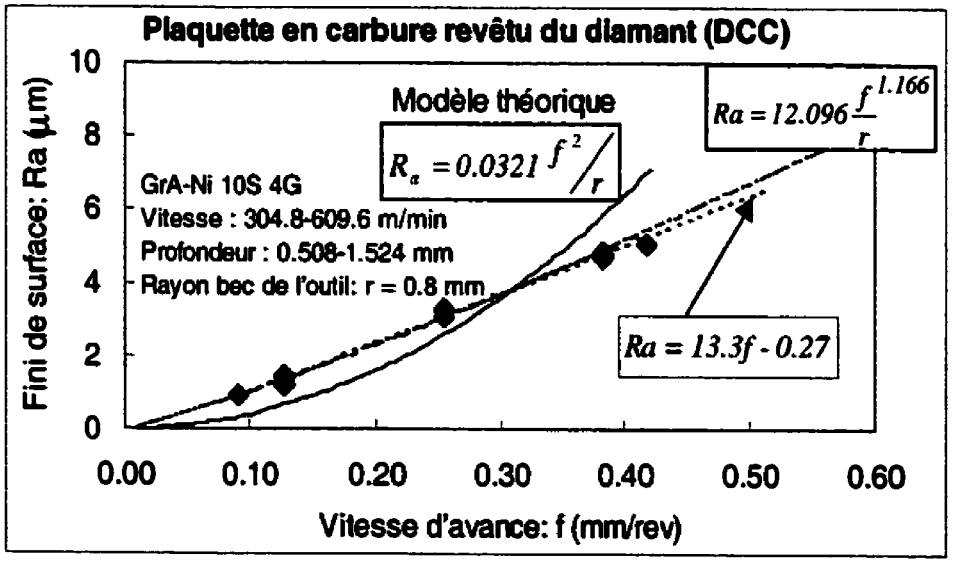


Figure 5. 7: Comparaison des modèles de prédiction de Ra (cas du DCC)

5.3 Comparaison des résultats avec ceux de la littérature

Nous avons déjà comparé les modèles de régression de Ra avec le modèle théorique (Équation 5.1) qui est le plus utilisé dans la littérature que nous avons consultée (Figure 5.5 et 5.7). En plus, nous avons retenu les travaux de Oles et al (1996) pour comparer d'avantage nos résultats (Figure 5.8).

Pour ce faire, nous avons utilisé uniquement les conditions qui ont donné le meilleur fini (essai 6 du Tableau 4.1 pour les plaquettes en PCD et essai 10 du même tableau pour les plaquettes en DCC). Les résultats de Oles et al (1996) sont aussi ceux des meilleurs finis de surface obtenus avec les plaquettes de mêmes genre et géométrie. Les vitesses de coupe et la profondeur de coupe sont différentes, mais il a été démontré à la section 5.2.2 que Ra dépend uniquement de l'avance. Les avances de comparaison sont presque identiques.

La figure 5.8 montre que :

- La rugosité moyenne qu'on obtient lors du tournage du GrA-Ni 10S.4G est plus haute que celle qu'on obtient sur l'alliage d'aluminium hyppoeutectique A393.2 (~11% Si) et l'alliage hyppereutectique A390 (~18 % Si), mais plus basse que celle obtenante sur le composite de type Duralcan (A359/20SiC-T6).

- Les plaquettes en diamant polycrystalin (PCD) génèrent des pièces de meilleur fini (bas Ra) que les plaquettes en carbure revêtu du diamant (DCC).

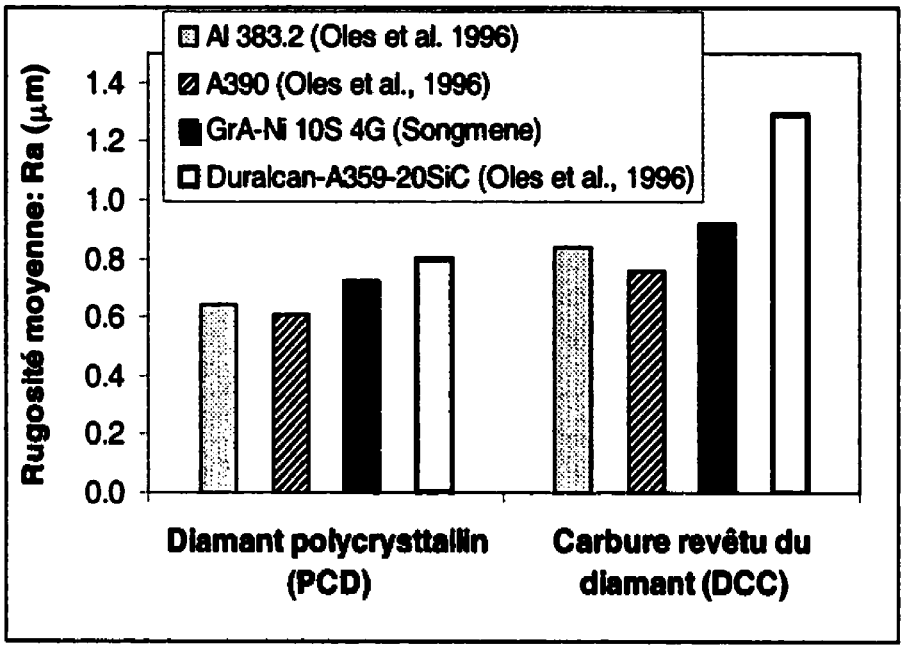


Figure 5. 8 : Comparaison des meilleurs résultats d'état de surface

Les paramètres de coupe utilisés pour les essais de la figure 5.8 sont :

- Pour le GrA-Ni 10S.4G
  - Avance : 0.127 mm/rev
  - Vitesse : 304.8 m/min
  - Profondeur : 1.524 mm
- Pour le Durlacan (A359-20SiC, T6)
  - Avance : 0.12 mm/rev
  - Vitesse : 671 m/min
- Alliage d'aluminium hyppereutectique A 390 (18% Si)
  - Avance : 0.127 mm/rev
  - Vitesse : 762 m/min
  - Profondeur : 0.635 mm
- Pour et l'alliage d'aluminium hyppoeutectique Al 383.2 (~11 %Si)
  - Avance : 0.102 mm/rev
  - Vitesse : 1067 m/min
  - Profondeur : 1.02 mm

5.4 Conclusions

Dans ce chapitre, nous avons conduit des essais pour évaluer la rugosité moyenne (Ra) des profils de rugosité des pièces usinées avec des plaquettes en diamant polycrystallin (PCD) et des plaquettes en carbure revêtu du diamant (DCC). Il ressort de ce travail que :

- Les résultats expérimentaux de rugosité moyenne (Ra) des profils montrent que Ra ne dépend que de l'avance. Le modèle de régression obtenu s'accorde bien avec les points expérimentaux (R^2 ~ 99%).

- L'on peut bien utiliser l'avance par tour pour prédire la rugosité moyenne du profil de surface des pièces lors du tournage du composite GrA-Ni 10S.4G pour un rayon au bec de l'outil donné. Ra n'est cependant pas proportionnel au carré de l'avance comme c'est souvent le cas dans les modèles théoriques de prédiction de Ra. L'exposant de l'avance dans ce cas est plutôt de l'ordre de 1.16 à 1.17.

- Dans l'ensemble, les plaquettes en diamant polycrystallin (PCD) produisent des pièces de meilleure fini que les plaquettes en carbure revêtu du diamant. Les plaquettes en carbure revêtu du diamant (DCC) ont des faces actives plus rugueuses et souvent leur arête a été arrondie afin que le revêtement y adhère mieux. Le type du procédé de déposition du revêtement est aussi un facteur qui contribue rend la surface des DCC rugueuse.

- Les meilleurs finis de surface obtenus (bas Ra) sur les GrA-Ni 10S.4G se situent entre ceux des alliages d'aluminium (A 390 et Al383.2) et celui du Durlacan (A356-20SiC) testés par Oles et al. (1996).

CHAPITRE VI

PERÇAGE DU GrA-Ni 10S.4G

Comme nous l'avons vu au chapitre I (Revue de la littérature), le perçage des composites à matrice métallique est très difficile parce que la géométrie de la pointe et du bec des forets est plus complexe que celle des outils de tournage. La fabrication des forets avec des morceaux de diamant brasés sur le foret est limitée par la taille et la géométrie de la pointe. C'est pour cette raison qu'on a bien souvent recours aux forets en carbure revêtus de diamant, aux carbures ordinaires et même parfois aux aciers rapides. Dans cette section, nous nous proposons d'évaluer la performance des différents forets lors du perçage du GrA-Ni 10S.4G.

6.1 Objectifs de l'étude

Cette étude portant sur le perçage du composite GrA-Ni 10S.4G avec des forets en acier rapide des forets en carbure revêtu du diamant a essentiellement trois buts principaux :

- Caractériser le processus de perçage du point de vue de l'énergie nécessaire de coupe. Pour ce faire nous mesurerons la force de perçage, et nous calculerons la force spécifique de coupe du composite GrA-Ni 10S.4G.

- Identifier les mécanismes d'usure des forets et les quantifier en utilisant des mesures prises sur un microscope ordinaire.

- Évaluer la qualité de surface des trous percés.

6.2 Procédure expérimentale

Machine et outils de coupe : voir section 2.3.1 sur le perçage, chapitre II.
Pièce : Composite GrA-Ni 10S.4G (description à la section 2.4).
Dispositifs de mesure : dynamomètre, microscope et profilomètre (voir description à la section 2.3.4-instruments de mesure- du chapitre II).

Dans cette étude, les forets, la vitesse de coupe et l'avance/tour seront variés.

6.3 Résultats et analyse

6.3.1 Mécanismes et manifestations d'usure des forets

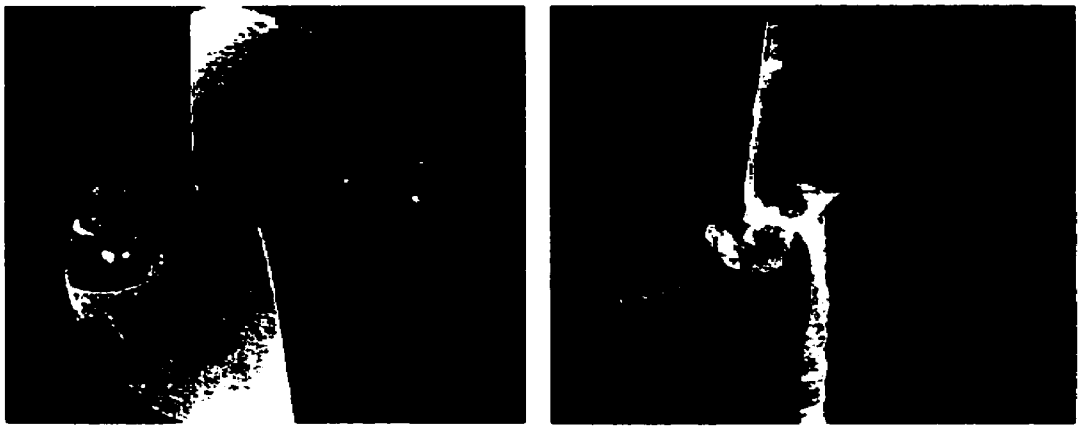
Le mode d'usure des forets est l'abrasion qui a lieu sur la pointe du foret et sur l'arête principale comme conséquence du frottement entre l'outil et les particules abrasives du composite usiné.

La figure 6.1 compare les étendus d'usure sur les arêtes principales des forets après perçage du GrA-Ni 10S.4G. De ces figures il ressort que :

- L'usure de chaque point de l'arête principale est proportionnelle à la distance qui le sépare de la pointe centrale. Cela est dû au fait que la vitesse de coupe de chaque point de l'arête est proportionnelle à la distance qui le sépare du centre du foret.

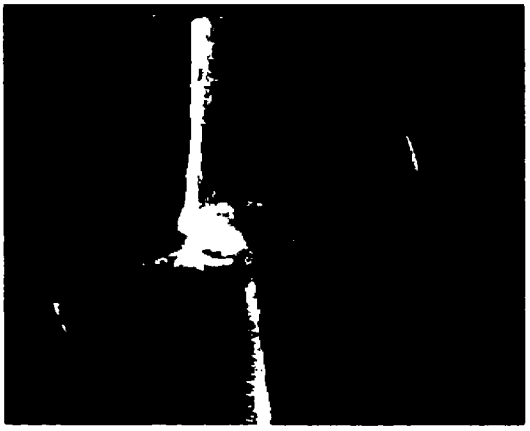
- Les forets en acier rapide revêtu de carbure de titane (TiC) résistent mieux que ceux en acier rapide non revêtus (Figure 6.1b et d) mais s'émoussent au terme de 50 trous (longueur totale percée de 635 mm). Seuls les carbures

revêtus du diamant percent plus de 400 trous (longueur totale percée = 5 m) avant de s'émousser (Figure 6.1c).



a) Acier rapide non revêtu,
Neuf (Vbmax = 0 mm)

b) Acier rapide non revêtu
30 m/min, 17 trous, VBmax = 0.61 mm



c) Carbure revêtu de diamant
100 m/min, 440 trous; VBmax = 0.39 mm

d) Acier rapide revêtu de TiC
30.5 m/min; 50 trous; VBmax = 0.67 mm

Avance : 0.508 mm/rev.; Diamètre du foret : 10 mm
Agrandissement : 10 fois

Figure 6. 1: Comparaison de l'étendue d'usure pour différents forets

Les courbes relatant les progressions de l'usure des différents forets en fonction de la distance percée sont regroupées aux figures 6.2 à 6.5. De ces courbes d'usure, les remarques suivantes peuvent être tirées :

- L'usure du foret est influencée par l'avance et la vitesse de coupe utilisées (Figure 6.2 et 6.3). L'utilisation d'une avance de 0.508 mm/rev. combinée à une vitesse de coupe de 30.5 m/min a donné lieu à une usure minimale de l'outil. La distribution des points expérimentaux (Figure 6.2 et 6.3) ne permet cependant pas de conclure que plus l'avance et la vitesse de coupe sont élevées, moins le foret en acier rapide revêtu de TiC s'use. Par contre, les résultats obtenus avec un foret en acier rapide non revêtu (Figure 6.4) contredisent ce point.

- Les forets en acier rapide sont totalement inadéquats pour percer le GrA-Ni 10S.4G. Ils s'usent complètement au terme d'une vingtaine de trous (longueur totale percée de l'ordre de 250 mm). L'utilisation de petite vitesse de coupe n'améliore pas la situation (Figure 6.5).

- Comparés aux aciers rapides, les forets en carbure revêtu du diamant sont de loin les plus appropriés pour le GrA-Ni 10S.4G (Figure 6.5). En plus d'être plus durables (ils ont percé une longueur totale de 10 mètres avant que l'usure en dépouille n'atteigne la valeur de 0.4 mm), ils ont aussi l'avantage de permettre l'utilisation des vitesses de coupe plus élevées que celles permises par les aciers rapides.

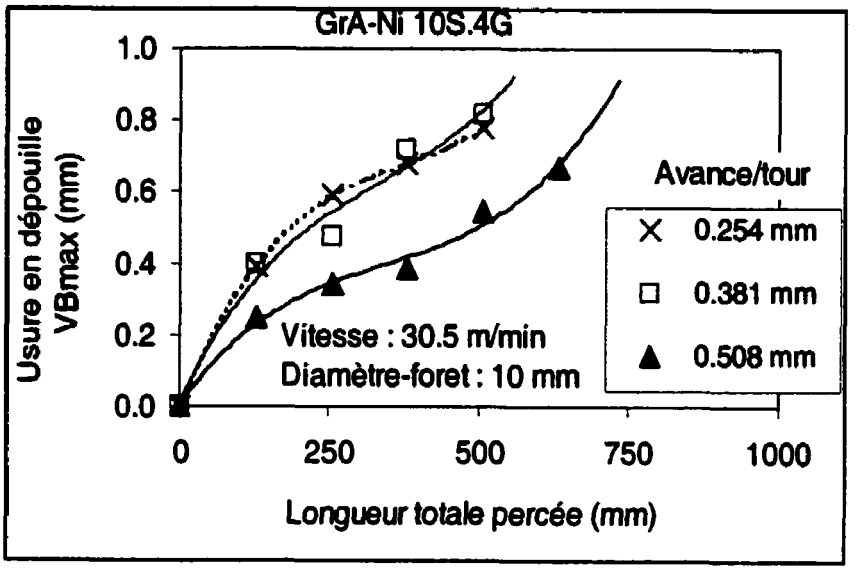


Figure 6. 2 : Influence de la vitesse de coupe sur l'usure du foret en acier rapide revêtu du TiC

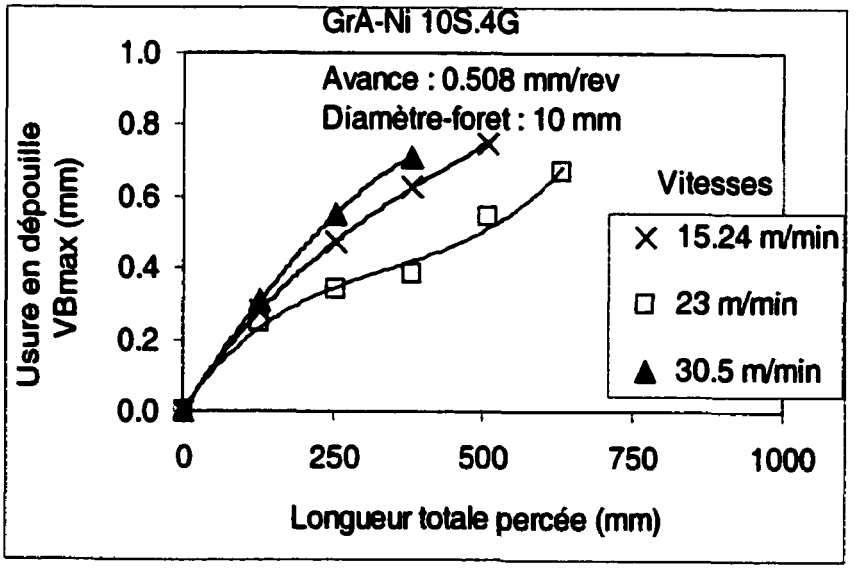


Figure 6. 3: Influence de la vitesse d'avance sur l'usure du foret en acier rapide revêtu du TiC

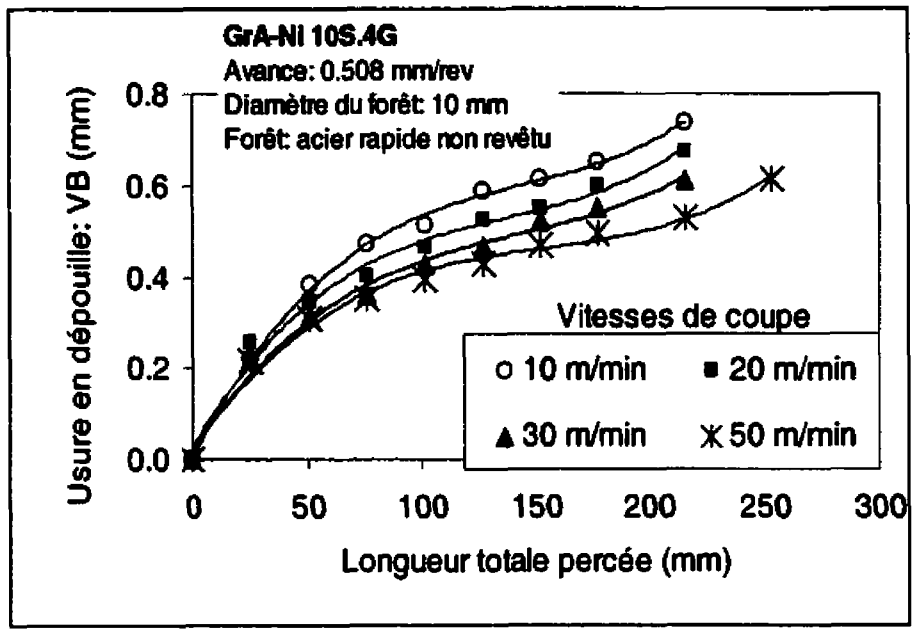


Figure 6. 4 : Progression de l'usure du foret en acier rapide non revêtu

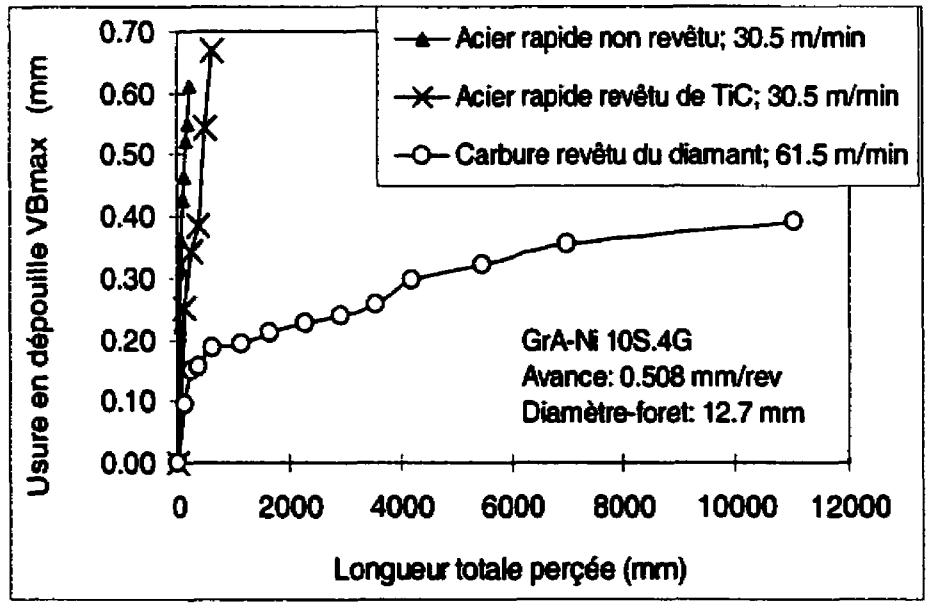


Figure 6. 5: Comparaison des performances des forets

6.3.2 Comparaison des coûts de perçage

Tableau 6. 1 : Comparaison des coûts de perçage par forets

	AR	TiC-AR	DCC
Vitesse de coupe (m/min)	**30**	**30**	**61**
Avance par tour (mm)	0.508	0.508	0.508
Diamètre du foret (mm)	9.922	9.922	9.922
Vitesse d'avance (mm)	496.8	496.8	993.57
Débit (cm^3/min)	38.4	38.410	76.820
Vie du foret (min; VB = 0.4 mm)	0.190	0.760	11.120
Volume de copeaux généré (cm^3)	7.3	29.19	854.24
Coût de perçage ($)	0.19	0.76	11.12
Prix unitaire du foret ($/foret)	**3.41**	**12.01**	**252**
Coût unitaire de perçage ($/$cm^3$/foret)	**0.49 $**	**0.44 $**	**0.31 $**
Volume de copeaux pour 1000 trous (cm^3)	983	983	983
Nombre de changements des forets	125	34	1
Coût unitaire de perçage basé sur 1000 trous			
Coût unitaire de perçage par trou	0.49 $	0.43 $	0.30 $
Coût unitaire des forets par trou	0.46 $	0.40 $	0.25 $
Coût de changement de foret	0.01 $	0.00 $	0.00 $
Total	**0.96 $**	**0.83 $**	**0.55 $**
% de variation du coût par rapport au foret non revêtu	0%	-12%	-42%

Les meilleurs résultats de la vie utile des forets (présentés aux figures 6.2 à 6.5) ont été utilisés pour comparer les coûts unitaires de perçage (Tableau 6.1) aux conditions de coupe testées. Il est vrai que les prix unitaires des forets varient avec le manufacturier, mais les variations pour ceux en acier rapide ne sont que de l'ordre des cents.

Pour ce qui est du foret en carbure revêtu du diamant, celui que nous avons utilisé valait 252 dollars en 1997. À performance égale à celle que nous avons obtenue (Figure 6.5), il faudrait que ce foret soit 188 dollars plus cher pour que le coût unitaire de perçage du Tableau 6.1 soit égal à celui du foret en acier rapide. Ce qui est une très grande variation de prix. Compte tenu des progressions réalisées dans les techniques de revêtement, il se peut que son prix soit aujourd'hui réduit, ce qui rendrait le coût unitaire meilleur que celui du Tableau 6.1

La figure 6.5 permet de mieux visionner l'influence des forets sur les coûts de perçage en fonction de la vitesse de coupe et du revêtement des forets. De cette analyse, il découle que :

- Les carbures revêtus de diamant sont plus efficaces de point de vue du coût d'usinage que les aciers rapides. Ils produisent un coût par trou qui est presque la moitié de celui des aciers rapides.

- Les aciers rapides revêtus et non revêtus ont presque le même coût de perçage en raison de l'usure très rapide des forets.

- Bien que les forets en carbure revêtu de diamant soient de l'ordre de 20 fois plus cher que les forets en acier rapide revêtu de carbure de titane, les premiers génèrent des coûts d'usinage plus bas et avec un meilleur rendement.

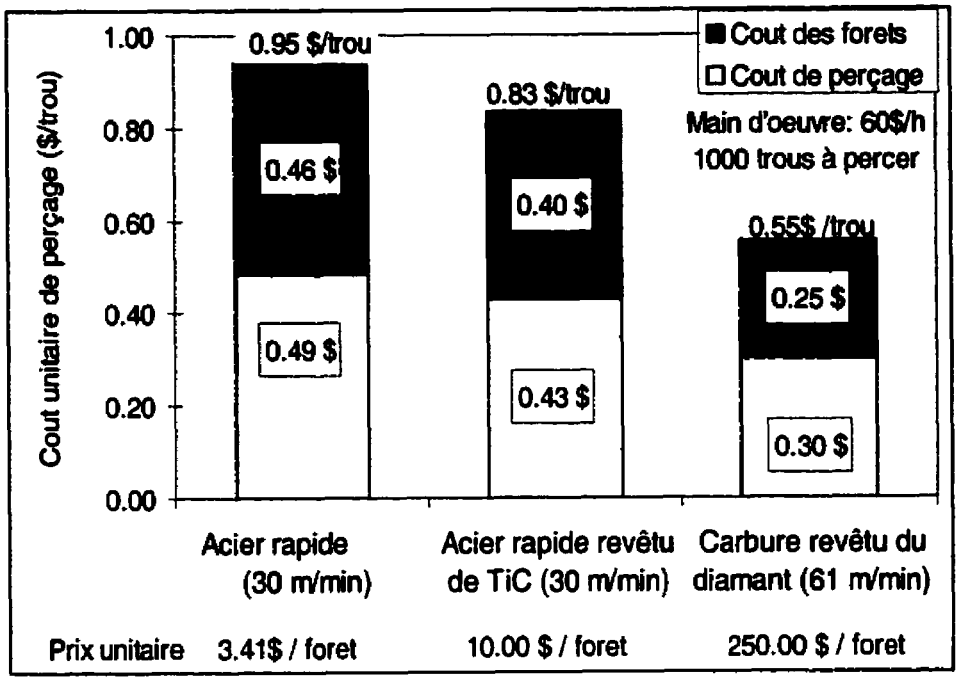


Figure 6. 6 : Comparaison des coûts de perçage
(Profondeur du trou: 12.7 mm).
(Adapté de Songmene, 1996 et du Tableau 6.1).

6.3.3 Qualité du perçage

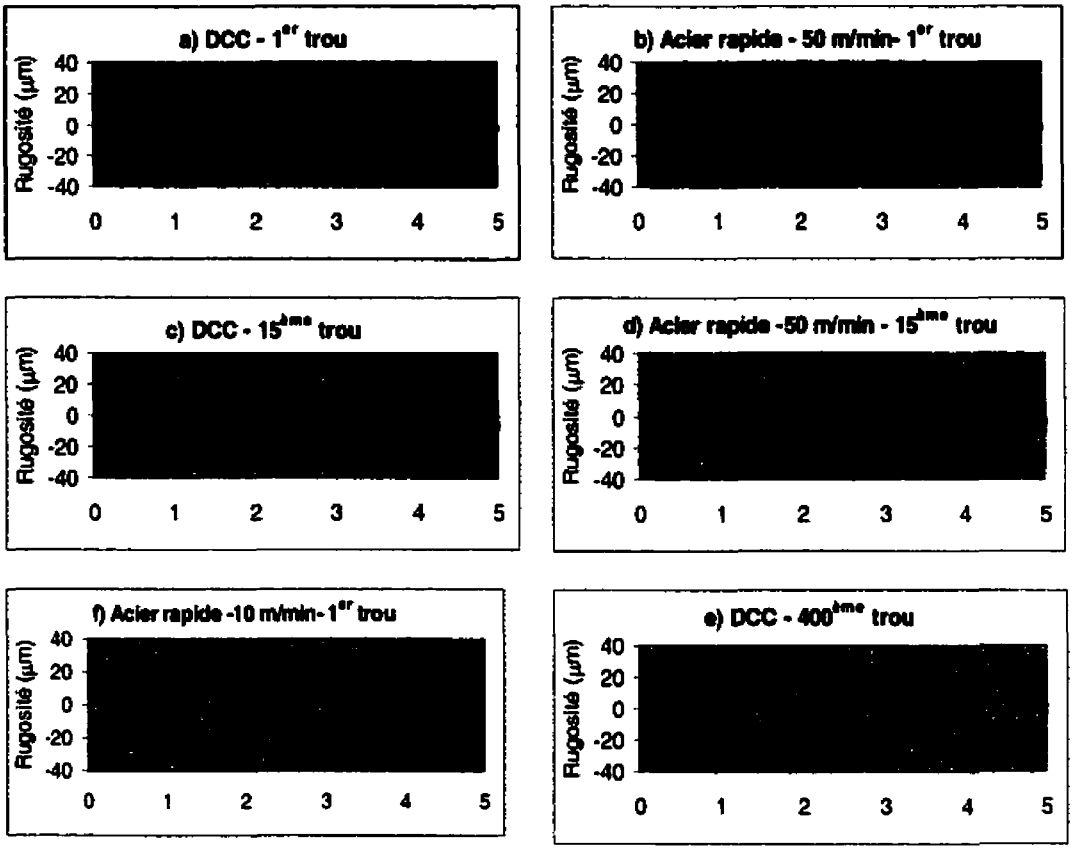
La qualité de la surface percée a été évaluée par deux paramètres : la moyenne arithmétique de rugosité du profil (Ra) qui est le paramètre le plus usuel.

La figure 6.7 dresse une comparaison des profils de rugosité des trous percés avec les forets en carbure revêtu de diamant (Figure 6.7a, c, e) et ceux percés avec des forets en acier rapide non revêtus (Figure 6.7b, d, f). De cette comparaison il ressort que :

- Le foret en carbure revêtu de diamant permet de percer des trous de meilleure qualité que les forets en acier rapide (voir Figure 6.8). Même en utilisant une vitesse de coupe modérée (de l'ordre de 10 m/min), l'état de surface du premier trou percé avec de l'acier rapide demeure médiocre (Figure 6.8).

- Au terme de 400 trous percés avec le foret en carbure revêtu de diamant, la rugosité demeure comparable avec celle qu'on obtient au premier trou avec un foret en acier rapide (Figure 6.8).

- Lors du perçage avec le foret en carbure revêtu de diamant, la moyenne arithmétique de rugosité (Ra) varie très peu avec le nombre de trous (Figure 6.8). Sa valeur est de l'ordre de 0.1 µm pour les 400 premiers trous alors que dans le cas du perçage avec les forets en acier rapide, Ra varie de l'ordre de 2.5 µm pour les quinze premiers trous percés à une vitesse de coupe de 50 m/min.



Ra : rugosité moyenne

Rt : hauteur maximale du profil de rugosité

Figure 6. 7 : Profils de rugosité des trous percés avec différents forets

Vitesse d'avance : 0.508 mm /rev. (0.20 pouces)

Profondeurs des trous : 12.7 mm (0.5 pouces)

Les figures 6.8 et 6.9 résument l'état de surface des trous percés sur le GrA-Ni 10S.4G. De ces diagrammes, les remarques suivantes peuvent être tirées :

- Il est très difficile de maintenir une même qualité de surface lors du perçage avec les aciers rapides non revêtus. L'écart moyenne arithmétique de rugosité du profil (Ra) fluctue entre 2 et 14 µm (Figures 6.8 et 6.9a). Même en utilisant une vitesse de coupe aussi basse que 10 m/min, la qualité de fini n'est pas stable (Figure 6.8). Cela est dû d'une part à l'usure rapide du foret et d'autre part à la présence des renforts. Les renforts délogés laissent des trous sur la pièce et ceux refoulés augmentent la hauteur des rugosités (voir microtopographie des surfaces usinées à l'annexe E).

- L'influence de l'usure sur le fini de surface est illustrée à la figure 6.9. Les mesures semblent indiquer que l'état de surface de la pièce s'améliore au fur et à mesure que le foret s'use. Si tel est le cas, cela peut s'expliquer par le fait que le foret en acier rapide s'use très vite en début de coupe après le perçage du premier trou. Cette usure résulte en la production d'un trou de mauvaise qualité. Au fur et à mesure que l'usure progresse, la surface de l'outil usée est polie et l'angle de dépouille se trouve réduit créant une face de dépouille secondaire qui joue le rôle de racleur (du terme anglais « wiper ») de surface. Cela résulte en un polissage des trous créant un meilleur fini (basses valeurs de Ra).

Tout compte fait, il ressort que le perçage des composites graphitiques avec des forets en acier rapide produit un fini non acceptable. L'utilisation des forets en carbure revêtu de diamant produit un meilleur fini ayant une moyenne de rugosité du profil (Ra) de l'ordre de 2 µm. Ce qui est acceptable compte tenu du fait qu'habituellement on obtient un Ra entre 1.6 et 6.3 µm lors du perçage au foret des métaux (Padilla et Thély, 1981, page 12).

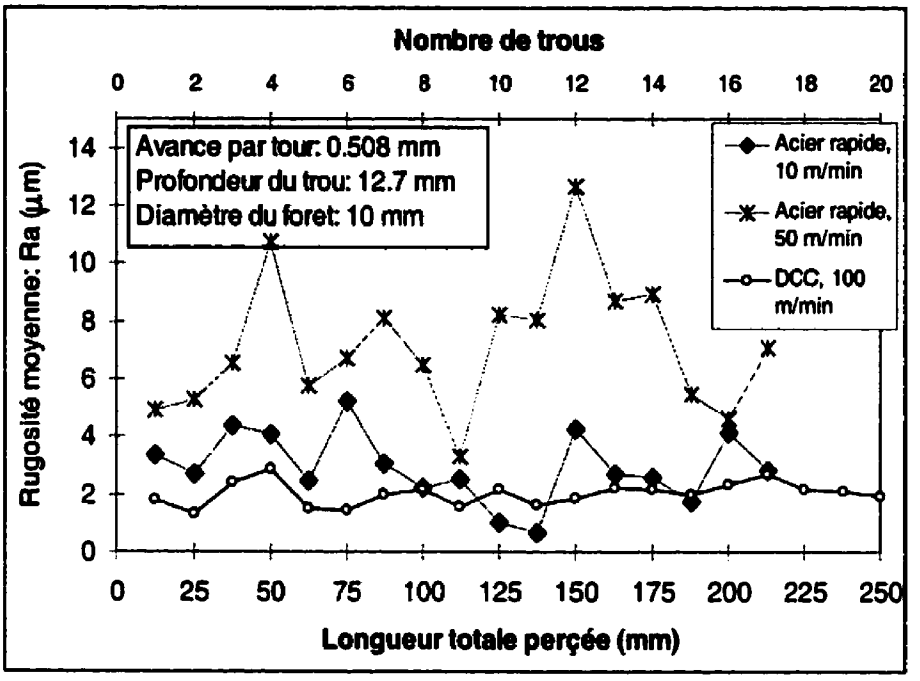


Figure 6. 8: Évolution de l'état de surface des trous percés

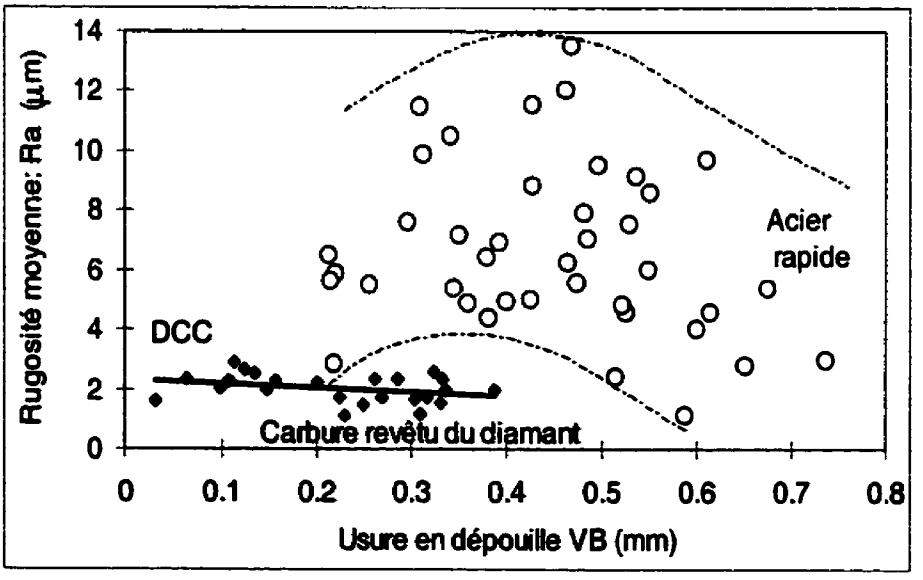


Figure 6. 9: Corrélation entre l'usure du foret et le fini de surface des trous

6.3.4 Forces de coupe

6.3.4.1 Pression spécifique de coupe

La force de coupe (Fc) lors du perçage est la résultante de la composante radiale (Fr) et de la composante axiale (force de pénétration Fp) et est donnée par (Sandvik, 1994) :

$$F_c = K_s \cdot \phi/2 \cdot f \qquad \text{(N)} \qquad (6.1)$$

La force axiale (Fp) est critique car elle peut distordre la pièce. Elle est donnée par:

$$F_p = 1/2\, K_s \cdot \phi/2 \cdot f \cdot sin(\kappa_r) \qquad \text{(N)} \qquad (6.2)$$

Avec K_s : Pression spécifique de coupe (N/mm^2)

Φ : Diamètre du foret (mm)

f : Vitesse d'avance (mm/rev.)

κ_r : Moitié de l'angle de pointe du foret (degrés)

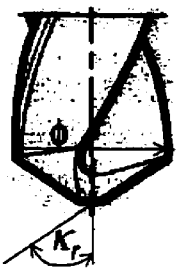


Figure 6. 10: Géométrie du foret

La pression spécifique de coupe est la force tangentielle nécessaire pour couper un copeau ayant une section d'un millimètre. Ce paramètre est une mesure de l'usinabilité des matériaux. Il dépend uniquement des types et conditions de la

pièce. La pression spécifique de coupe permet aussi d'évaluer le couple de perçage et la puissance requise sur la machine.

À partir des équations 6.1 et 6.2, on peut déterminer la pression spécifique de coupe connaissant la force de pénétration (Fp) ou la force de coupe (Fc), l'angle de pointe du foret et l'avance par :

$$K_s = \frac{F_p}{\phi/4 \cdot f \cdot sin(\kappa_r)} = \frac{F_c}{\phi/2 \cdot f} \qquad (N/mm^2) \qquad \textbf{(6.3)}$$

Les valeurs standards de la force spécifique des matériaux sont évaluées expérimentalement dans le cas du perçage en perçant un trou avec une avance de 0.4 mm/tr. Lorsque l'avance de coupe réelle (f) est différente de 0.4 mm/tr, on doit corriger la force spécifique de coupe en utilisant la formule du genre (Sandvik, 1994) :

$$K_s(f) = K_{s(0.4)} \cdot \left(0.4/f\right)^{0.29} \qquad (N/mm^2) \qquad \textbf{(6.4)}$$

Les forces spécifiques de coupe du GrA-Ni 10S.4G estimées à partir des équations 6.3 et 6.4, et des données expérimentales (Figures 6.13 et 6.14) sont regroupées au Tableau 6. 2.

Tableau 6. 2: Pressions spécifiques de coupe du GrA-Ni 10S.4G (Acier rapide)

	Forces de perçage		Pressions spécifiques	
Avance f (mm/tr)	Axiale Fp (N)	Résultante Fc (N)	Ks (f) (N/mm^2)	Ks(0.4) (N/mm^2)
0.254	600	1359	1070	938.1
0.381	800	1812	951	938.0
0.508	1200	2718	1070	1147.0
		Moyenne		**1008**

D'après la figure 6.11, la force spécifique de coupe du GrA-Ni 10S.4G (~1000 N/mm^2) est comparable à celle de la matrice en alliage d'aluminium A356 (7% Si) en dépit du fait que ce composite contient des carbures de silicium. Ce résultat est confirmé par les travaux de Morin et al. (1995) qui ont observé lors perçage du Duralcan® F3S.3S (6061/SiC/20p) et de l'alliage d'aluminium 6061 que c'est la matrice qui contrôle les forces de coupe et non les renforts.

Deux hypothèses d'explication peuvent s'offrent :

- Les particules de renforts sont refoulées et non pas coupées. Ce qui fait que la force spécifique de coupe revient à l'énergie requise pour couper la matrice ou pour refouler la particule dure de son logis. Cependant plus le composite contient de particules, plus la force de coupe est élevée (comme vu à la section 3.2.5 du chapitre III), ce qui veut dire que la force spécifique change avec la quantité des particules de renfort. Cette hypothèse est donc à rejeter.

- La quantité des particules de renfort dans le GrA-Ni 10S.4G n'est pas assez élevée pour induire un changement notable de la force spécifique de coupe. Cette hypothèse est contredite par les résultats de Morin et al cités plus haut, car le Duralcan® F3S.3S contient 20% de SiC par volume.

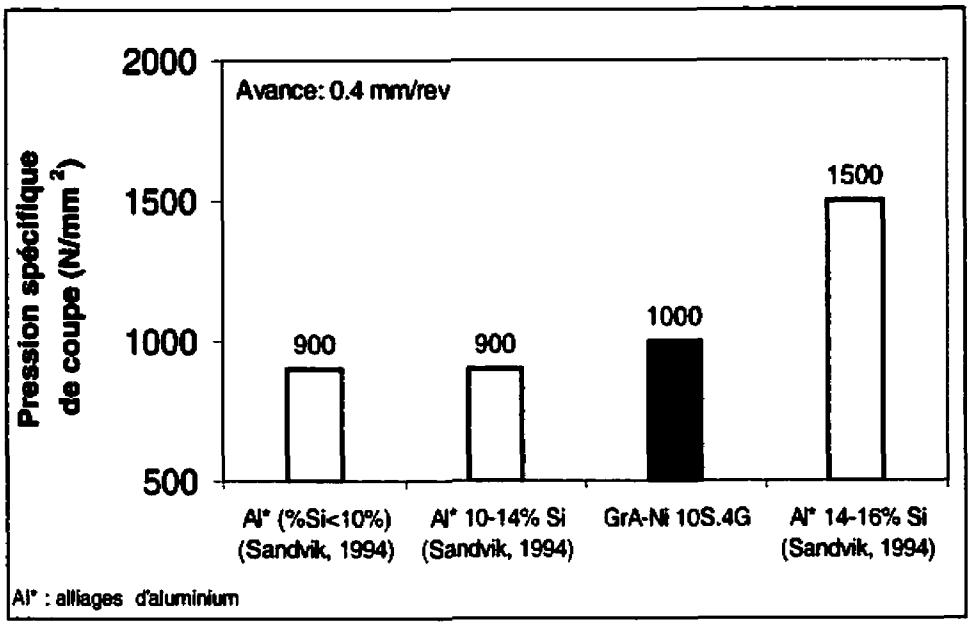


Figure 6. 11: Comparaison des pressions spécifiques de coupe
(adapté de Sandvik, 1994)

6.3.4.2 Forces de perçage en fonction des paramètres de coupe et de l'usure du foret

D'après Shaw et Oxford (1957), la force normale (ou force de pénétration F_p) peut être déduite de l'avance (f) en utilisant une équation de la forme :

$$F_p = Af^{0.8} + B \tag{6.5}$$

Avec A et B des constantes à déterminer.

Morin et al. (1995) ont appliqué ce type de modèle et ont obtenu l'équation 6.6 pour le perçage de l'alliage d'aluminium 6061 et du composite Durlacan® F3S.20S (6061/SiC/20p).

$$F_p = 2849f^{0.81} \tag{6.6}$$

La figure 6.12 compare la force de perçage telle que prédite par l'équation 6.6 et les points expérimentaux obtenus pour le GrA-Ni 10S.4G (avec l'hypothèse que le foret n'est pas émoussé). Deux remarques découlent de cette figure :

- Les forces normales de perçage du GrA-Ni 10S.4G sont plus basses que les prédictions données par les modèles de Morin et al (1995). Ceci est compréhensible car le Duralcan® F3S.20S contient 20% de particules de SiC alors que le GrA-Ni 10S.4G n'en contient que 10% de SiC par unité de volume. Nous avons vu au chapitre III (section 3.2.5) que plus le composite est dense en particules de SiC, plus le couple de perçage est élevé.

- L'exposant de l'avance par tour est plus haut (0.98) que le 0.8 des modèles de Shaw et Oxford (1957) et de Morin et al. (1995). Le modèle de régression («best-fit ») obtenu pour le GrA-Ni 10S.4G ne tient compte que de trois points expérimentaux. Ce qui est insuffisant pour tirer une conclusion nette. De plus le coefficient de corrélation (R^2) du modèle n'est que de 96.2%, ce qui est aussi insuffisant car dans la pratique, on ne retient que des modèles ayant le R^2 est de l'ordre de 99%. Des travaux additionnels pourront être conduits pour établir un modèle définitif pour le GrA-Ni 10S.4G (ce qui n'est pas le but de ce chapitre).

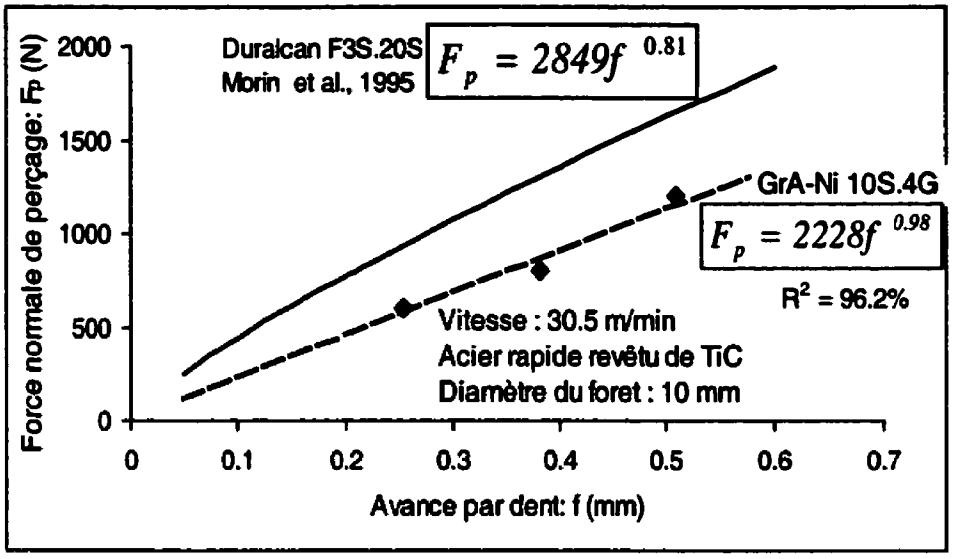


Figure 6. 12: Force de perçage du GrA-Ni 10S.4G en fonction de l'avance

Les figures 6.13 et 6.14 présentent les forces de pénétration enregistrées lors du perçage. Comme on pouvait s'y attendre d'après l'équation 6.2, les efforts de coupe sont très sensibles aux avances (Figure 6.14). Lorsque l'avance est doublée, les efforts de coupe sont eux aussi doublés. L'impact de la vitesse de coupe est moindre (Figure 6.14). Cela s'explique par le fait que la principale composante des efforts, qu'est la pression spécifique, est plus dépendante de la géométrie de l'outil de coupe et de la section du copeau, donc de l'avance, que de la vitesse de coupe.

Pour ce qui est de la dépendance des forces vis-à-vis de l'usure et de l'avance, les régressions suivantes ont été essayées pour les données de la figure 6.13 en tenant compte de l'exposant 0.98 obtenu pour l'avance (Figure 6.12).

$$F_p = 83.4 + (1496 \cdot V_B + 2007) f^{0.98} \qquad R^2 = 94.8\ \% \qquad R^2\text{-ajusté} = 94\% \qquad (6.7)$$

$$F_p = 1288.6 \cdot f^{0.98} e^{(0.57V_B)}$$ $R^2 = 94.6\ \%$ R^2-ajusté = 93.7% **(6.8)**

$$F_p = 1312 \cdot f^{0.98} (f + V_B)^{0.577}$$ $R^2 = 95\ \%$ R^2-ajusté = 94.5% **(6.9)**

$$F_p = -174 + 2645.5 f^{0.98} + 584.3 V_B$$ $R^2 = 95\ \%$ R^2-ajusté = 94.2% **(6.10)**

Les meilleures régressions obtenues (R^2 élevé) sont de type exponentiel à l'exemple de l'équation 6.11. La figure 6.13 montre comment ce modèle s'adapte aux points expérimentaux.

$$F_p = 58.4 f^{-0.84} e^{(0.59V_B + 4.734f)}$$ $R^2 = 97.5\ \%$ R^2-ajusté = 96.8% **(6.11)**

L'équation 6.11 décrit mieux les résultats obtenus (Figure 6.13), mais cette équation est peu commode pour la pratique. L'équation 6.7 est plus commode et traduit le fait que la force normale de perçage augmente de façon linéaire avec l'usure du foret. Les coefficients de corrélation sont cependant faibles.

La figure 6.14 montre que les forces de coupe lors du perçage du GrA-Ni 10S.4G avec un foret en acier rapide ne varient pas avec la vitesse de coupe entre 15 et 30.5 m/min, mais plutôt avec l'usure du foret. En effet, à moins qu'on soit dans un régime transitoire ou que les différences entre les vitesses utilisées sont très grandes, les forces de coupe varient peu avec la vitesse.

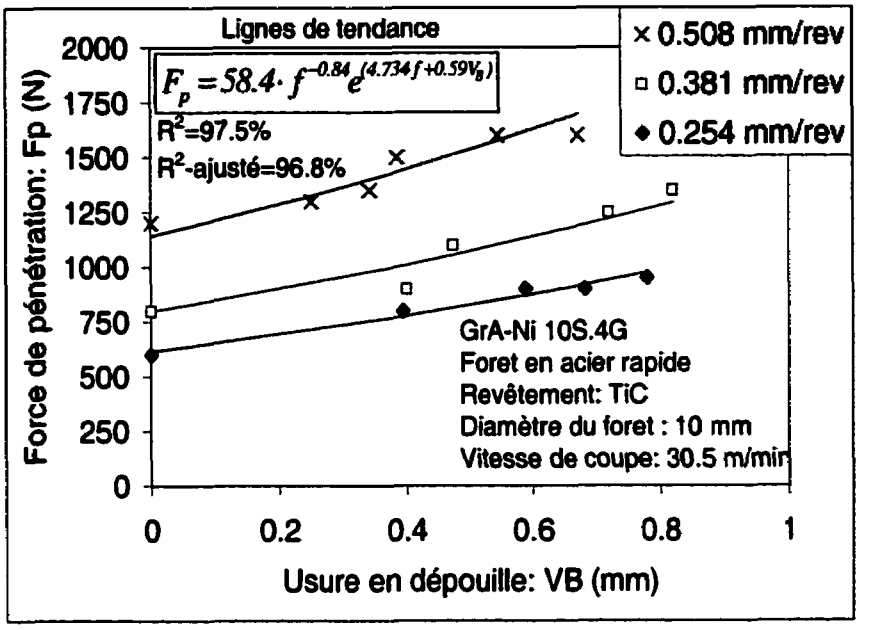


Figure 6. 13: Influence de l'usure et de l'avance sur les forces de perçage

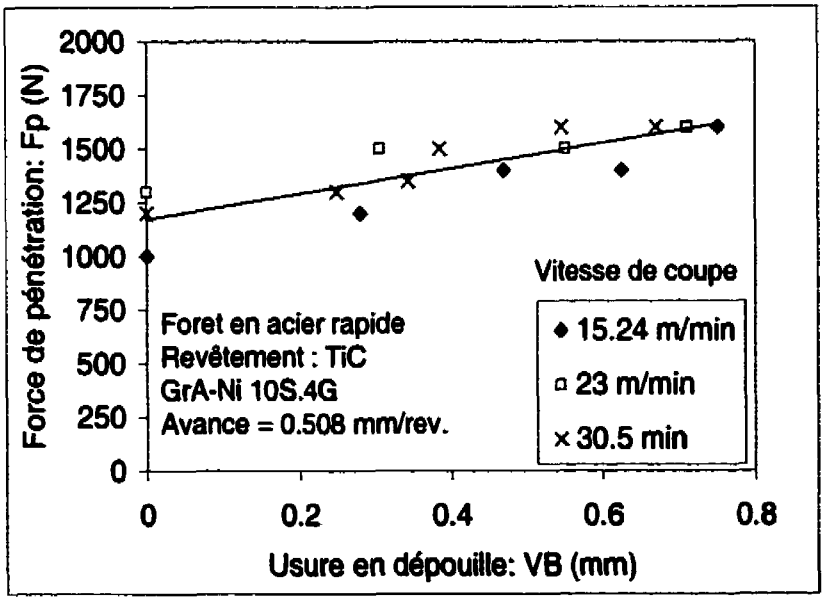


Figure 6. 14: Influence de l'usure et de la vitesse de coupe sur les forces de perçage

6.4 Conclusion

Nous avons étudié dans ce chapitre l'influence de la variation des paramètres de coupe sur le perçage du composite GrA-Ni 10S.4G. Au terme de cette étude, nous retenons les principaux points qui suivent :

- Le matériau du foret de choix est le carbure revêtu du diamant, comparé aux aciers rapides revêtus et non revêtus. L'utilisation du foret en carbure revêtu de diamant résulte en un prix unitaire de coupe par trou 50% plus bas que celui obtenu avec les forets en acier rapide.

- Les forets en acier rapide produisent des finis de surface non acceptable par suite de l'usure accélérée du foret. Les forets en carbure revêtu de diamant produisent un meilleur fini de surface et de plus ce fini de surface est stable.

- La pression spécifique de coupe (avance = 0.4 mm/tr) du GrA-Ni 10S.4G a été estimée à 1000 N/mm^2, similaire à celle des alliages d'aluminium hyppoeutectiques comme la matrice du GrA-Ni 10S.4G. Bien qu'aucune explication n'ait été retenue, ce résultat est confirmé par les travaux de Morin et al. (1995).

- Les forces de coupe lors du perçage du GrA-Ni 10S.4G dépendent en majeure partie de l'avance par tour et de l'usure du foret. Elles augmentent de façon linéaire avec l'usure du foret. En raison de nombre limité des données, il a été difficile d'établir le même exposant de l'avance que celui prédit par Shaw et Oxford (1957) et confirmé par Morin et al. (1995). Mais la tendance indique que la force normale est proportionnelle à l'avance exposant 0.98 contre 0.81 trouvé par Morin et al.

CONCLUSION

Dans cette thèse, nous avons présenté nos travaux sur l'usinage des CMM à matrice d'aluminium renforcés des particules de céramiques et du graphite revêtu de nickel (GrA-Ni®). Il est ressorti de ce travail que l'usinabilité des GrA-Ni® dépend des facteurs suivants :

1. **Matériaux et revêtements des outils de coupe** : Le diamant est le matériau d'outil de choix. On peut les classifier selon leur performance :

- Les plaquettes en carbure revêtu de diamant sont plus efficaces du point de vue du coût d'usinage pour des opérations d'ébauche. Cependant, le mode de défaillance de ces outils varie selon le procédé de déposition et selon le manufacturier. Les forets revêtus de diamant assure un prix par trou percé plus bas que celui obtenu avec les forets ordinaires en acier rapide en plus de maintenir un état de surface de la pièce stable.

- Le diamant polycrystallin excelle lors des travaux de finition. Ils permettent de maintenir un fini de surface dont le profil a une moyenne arithmétique de rugosité de l'ordre de 0.5 à 0.8 μm.

2. **Stratégies de coupe** : Contrairement au comportement des métaux classiques lors de l'usinage, l'influence de la vitesse de coupe est réduite au profit de celle de l'avance et des profondeurs de coupe. Pour cette raison et compte tenu du mode d'usure qui est l'abrasion, il est souhaitable d'usiner à de plus grandes avances et profondeurs de coupe que d'utiliser de grandes vitesses de coupe.

3. **Composition du composite** : L'usinabilité des GrA-Ni® dépend de la nature et de la quantité des particules de renfort. Celui contenant de l'alumine et du graphite a une meilleure usinabilité que les GrA-Ni® contenant des particules de carbure de silicium et du graphite.

Il a été aussi démontré que les modèles caractérisant l'usinage des GrA-Ni® sont similaires à ceux établis pour les métaux. En effet :

- La durée de vie des outils lors de l'usinage des GrA-Ni® varie avec la vitesse de coupe, l'avance et les profondeurs de coupe suivant la loi de Taylor.

- La rugosité moyenne (Ra) des profils des pièces dépend uniquement de l'avance et du rayon de l'outil. Ra n'est cependant pas proportionnel au carré de l'avance comme c'est souvent le cas dans les modèles théoriques de prédiction de Ra. L'exposant de l'avance dans ce cas est plutôt de l'ordre de 1.16 à 1.17.

- La pression spécifique de coupe (avance = 0.4 mm/tr) du GrA-Ni 10S.4G a été estimée à 1000 N/mm^2, similaire à celle des alliages d'aluminium hyppoeutectiques comme la matrice du GrA-Ni 10S.4G. Bien qu'aucune explication n'ait été retenue, ce résultat est confirmé par les travaux de Morin et al. (1995).

- Les forces de coupe lors du perçage du GrA-Ni 10S.4G dépendent en majeure partie de l'avance par tour et de l'usure du foret. Elles augmentent de façon linéaire avec l'usure du foret. En raison de nombre limité des données, il a été difficile d'établir le même exposant de l'avance que celui prédit par Shaw et Oxford (1957) et confirmé par Morin et al. (1995). Mais la

tendance indique que la force normale est proportionnelle à l'avance exposant 0.98 contre 0.81 trouvé par Morin et al.

Les résultats présentés dans cette thèse peuvent aider à tous les niveaux d'usinage et notamment :

- Aux chercheurs, pour modéliser l'usinage des composites et sélectionner les conditions appropriées pour chaque type d'opération.

- Aux manufacturiers des outils de coupe, pour l'amélioration des outils. La compagnie CVD-Diamond Inc. de London en Ontario a déjà utilisé nos résultats pour améliorer leur procédé de déposition du diamant sur les carbures. En début de l'année 1997 leurs plaquettes se dégradaient prématurément. Aujourd'hui, elles coupent pendant longtemps (~ 25 minutes) sans marque d'usure mesurable.

- Aux ingénieurs des bureaux des méthodes, pour le choix des outils et conditions de coupe. Les résultats de la durée de vie des outils peuvent aussi servir à la planification des activités de coupe, pour l'établissement des gammes d'usinages, pour la planification des temps de changement des outils et pour l'évaluation des coûts associés à l'usinage des GrA-Ni®.

- Aux métallurgistes, pour le choix de la composition des renforts de composites, de leur taille et de leur quantité.

Certains points restent cependant à élucider pour une compréhension plus complète de l'usinage des GrA-Ni® et pour faciliter leur utilisation en ingénierie. Nous pensons à :

- Une étude approfondie du rôle et du comportement du graphite lors de l'usinage des composites graphitiques. Jusqu'alors, nous pensons que l'usinage des composites graphitiques est amélioré à cause du pouvoir lubrifiant du carbone et du brise-copeaux. Cependant, il se pourrait que le graphite joue d'autres rôles que celui de lubrifier, en l'occurrence celui de la réduction de l'angle de cisaillement.

- Des études poussées en vue de modéliser les forces de coupe lors du perçage et de confirmer ou infirmer les modèles établis pour les métaux.

- Une optimisation des conditions de coupe avec les outils en diamant polycrysttallin. Si la performance des carbures revêtus du diamant est améliorée, une optimisation des conditions de coupe sera aussi nécessaire.

- L'étude de la qualité des composites (porosité, reproductibilité des propriétés mécaniques) aidera aussi à l'utilisation des composites.

- Les procédés de polissage tel que le honing doivent aussi être étudiés et la performance des pièces en service (usure, consommation de l'essence) modélisée en fonction des conditions de polissage.

BIBLIOGRAPHIE

ABRÃO, A.M.; ASPINWALL, D.K.; WISE, M.L.H.; (1993), A Review of Polycrystalline Cubic Boron Nitride Cutting Tool Developments and Application, in Proc. Of t he 13th Int. MATADOR conf., Manchester, UK, March 31-April 1, p. 169-180.

ALCAN (1993), Duralcan Composites: Machining Guidelines, Notes du catalogue du manufacturier.

AMES, W.; ALPAS, A.T.; (1993), Sliding Wear of an Al-Si Alloy Reinforced with Silicon Carbide Particles and Graphite Flakes, proc. of conf., ASM 1993 Materials Congress, Materials Week '93, Pittsburgh, Pennsylvania, Oct. 17-21, p. 27-35.

ASM HANDBOOK, vol. 2, (1990), Properties and Selection: Nonferrous Alloys and Special-Purpose Materials, ASM International.

ASM HANDBOOK, vol. 3, (1992), Alloy Phase Diagrams, ASM International.

Azzi , L.; Ajersch, F.; Stephenson, T.F., (2000), Rheological Characteristics of Semi-Solid GrA-Ni® Composite Alloy, 6th International conference on Semi-Solid Processing of Alloys and Composites, Turin (Italy), Sep. 27-29. 2000, pre-print.

BADIA, F.A., ROHATGI, P.K., (1969), Dispersion of Graphitic Particles in Aluminum Castings through injection of the Melt, AFS Trans. (1969).

BAPTISTA, A., M., DAVIM, J. P.,(1995) Drilling Aluminum Matrix Composites, Processing and Machining, Proc. of the Tenth Int. Conf. on Composite Materials, Vol. 3, Whistler, B.C., Canada, August 1995, p. 581-588.

BARNES, S., PASHBY, I.R., (1995), Machining of Aluminium Based Metal Matrix Composites, *Applied Composites Materials*, vol. 2, 1995, p. 31-42.

BARRON, R.F., (1982), Cryogenic Treatment of Metals to Improve Wear Resistance, *Cryogenics*, Aug. 1982, p. 409-413.

BELL, J.A.E., STEPHENSON, T.F., (1992), Nickel Coated Preforms, European Patent, Ep0539011, 16 Sept 1992, Inco.

BELL, J.A.E., STEPHENSON, T.F., WARNER, A., SONGMENE, V, (1997), Physical Properties of Graphitic Silicon Carbide Aluminum Metal Matrix Composites, SAE technical paper n: 970788, SAE international congress & Exposition, Detroit, Michigan, Feb. 24-27, 1997.

BELL, J.A.E., WARNER, A.E.M., STEPHENSON, T.F., SIEGRIST, E., (1996), Some Automotive Applications For Cast Graphitic Aluminum Nickel Silicon Carbide MMC. Proc. Of Materials Week 1996, Joint Tms/Asm Conf., Cincinnati, Ohio, October 8-10.

BHUSHAN B., GUPTA, B.K., (1991), Handbook of Tribology: Materials, Coatings, and Surface Treatments, McGrAWW-HILL, INC., New York, 1991.

BIERNAT, S., (1995), Carbide Coatability, *Cutting Tool Engineering*, vol. 47,no.2 , March 1995, p. 44-51

BLAU, P. J., DEVORE, C. E., (1991), Machining and Wear Relationships in an Ordered Intermetallic Alloy, Wear of Materials, vol. 1, Presented at the Int. Conf. of Wear of Materials, April 7-11, 1991, Orlando, Florida, p. 547-554.

BURKES, J. M., LESHER, M. R.,(1993), Advanced Tooling and Technology for Drilling Metal-Matrix Composites Materials, in Machining of Composite Materials II, Proc. of the ASM 1993 Materials Congress, Pittsburgh, Pennsylvania, October 17-21, 1993, p.31-42.

BYRNE, G.; BARRY, J., YOUNG, P., (1997), Surface Integrity of AlSi9 Machined with PCD cutting Tools, *Annals of CIRP*, vol. 46/1/1997, p. 489-492

CERIO, F. M., HERB, J. A., CUMMINGS, R.(1993), Machining of abrasive materials with diamond-coated tungsten carbide inserts, *Surface and Coating Technology*, 62 (1993) p. 674-679

CHANDRASEKAN, H., JOHANSSON, J.O.; (1997), Influence of Processing Conditions and Reinforcement on the Surface Quality of Finish Machined aluminium Alloy Matrix Composites, *Annals of CIRP*, vol. 46/1, 1997, p.493-496

CHADWICK, G.A., (1991), Progress in Metal Matrix Composites, New Frontiers in Cast Metals Conf., UK, Sept. 6, 1991, Cast Metal, vol. 4, n. 3, p. 165-167.

CHADWICK, G.A., HEATH, P.J., (1989), The Machining of Metal Matrix Composites with Polycrystalline Diamond, proc. of the 7th inter. conf., on The Materials Revolution Through the 90's :Powders, Metal Matrix Composites, vol.2, Oxford, July 3-5, 1989, paper n. 33, p. 1-10.

CHADWICK, G.A., HEATH, P.J., (1990), Machining Metal Matrix Composites, Metals and Materials, Feb. 1990, p73-76.

COELHO, RT.; ASPINWALL, DK.; WISE, M. LH.; (1994), Drilling And Reaming Aluminium-Based Metal Matrix Composites (MMC) Using PCD Tooling, Trans. of

NAMRI/SME, vol. XXII, Northwestern University, Evanston, Illinois, May 25-27,1994, p. 149-156

COELHO, RT.; YAMADA, S.; ASPINWALL, DK.; WISE, M. LH.; (1995), The Application of Polycrystalline Diamond (PCD) Tool Materials when Drilling and Reaming Aluminium Based Alloys Including MMC, *International Journal of Machine and Tools Manufacturing.*, vol. 35, pp 761-774.

COLE, G.S.; BIN, F.; (1993), Scuffing Resistance of Al-Based MMCs As Bores in Aluminum Engine Blocks, proc. of conf. ASM 1993 Materials Congress, Materials Week '93, Pittsburgh, Pennsylvania, Oct. 17-21, p. 13-20

COLE, G.S., MCCUNE JR, RC., (1993, 1994), Composite Disk Brake Rotor With Self-Lubricating Coating and Method of Making Thereof, GB patent GB2268511, UK, 7 Jul. 1993 et 12 Jan. 1994. Ford.

CRONJÄGER, L., BIERMANN, D., (1991), Turning of Metal Matrix Composites, proc. Of Euromat 91 conf, vol. 2: Advanced Structural materials, Cambridge, UK, July 22-24, 1991, p. 73-80

CRONJÄGER, L., MEISTER, D., (1991) Drilling of Fibre and Particle Reinforced Aluminium, Poc. of the 14th Energy-Sources Technology Conf. PD-vol. 37, ASME, Composite Material Technology, Houston, Texas, Jan 20-23, 1991, p.185-189

CRONJÄGER, L., MEISTER, D., (1992), Machining of Fibre and Particle-Reinforced Aluminium, *Annals of the CIRP*, vol. 41(1), 1992, p. 63-66.

DANAI, K., ULSOY, A.G., (1987), A Dynamic State Model for On-line Tool Wear Estimation in Turning, *Journal of Engineering for Industry*, p. 396-399. Nov. 1987.

DE SILVA, ANJALI; RANKINE, JULIA, (1995); Electrical Discharge Machining of Metal Matrix Composites, Proc. of Int. Symp. on Electromachining., Lausanne, Switzerland, April 17-21, 1995, p. 75-85

DEVOR, R.E., ANDERSON, D.L., ZDEBLICK, W.J., (1977), Tool Life Variation and Its Influence on the Development of Tool Life Models, *Journal of Engineering for Industry*, Aug. 1977, p.578-584.

DI LLIO, A.; PAOLETTI, A.; TAGLLAFERRI, V.; VENLATI, F.; (1992), Progress in drilling of Composite Materials, Actes, symposium, Machining of Composite Materials, ASM Materials Week, Chicago, Illinois, 1-5 Nov. 1992, p. 199-203

DORLOT, J.M.; BAILON, J.P.; MASOUNAVE, J., (1986), Des matériaux, 2ème edition, Editions de l'École Polytechnique de Montréal, Montréal, Canada.

ENGINEERING MATERIALS HANDBOOK, (1991), vol. 4, Ceramics and Glasses, ASM International.

FINN, M.E.; SRIVASTAVA, AK., (1996), Machining of Advanced and Engineered Materials, dans Les applications techniques de la mécanique, proc. of conf., CSME Forum SCGM 1996, McMaster University, Hamilton, Ontario, Canada, 7-9 May, 1996, p. 616-623.

FURNESS, R.J.; WU C.L.; ULSOY, A.G.; (1996), Statistical Analysis of the Effects of Feed, Speed, and Wear on Hole Quality in Drilling, *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, vol. 118, August 1996, p. 367-375.

GAT, R., SWIDER, S., KELLY, E., (1995), Diamond for Everyone, *Cutting Tool Engineering*, vol. 47, n°.2, March 1995, p64.

GILMORE, R.; (1993), Ultrasonic Machining of Ceramic-Matrix and Metal Matrix Composites, proc. of the ASM 1993 Materials congress, Pittsburgh, Pennsylvania, Oct. 17-21, p. 69-75

HASHISH, M., (1992), State of the Art of Abrasive-Waterjet Machining Operations for Composites, proc. of the Machining of Composite Materials Symposium, ASN Materials Week, Chicago, Illinois, Nov. 1-5, 1992, p. 65-73.

HAWK, JA.; ALMAN DE.; (1995), Abrasive Wear Behavior of P/M Intermetallic and Intermetallic Matrix Composites, Proc. of the 1995 conf. And Exhibition on Advances in Powder Metallurgy & Particulate Material, Seattle, Washington, May 14-17, 1995, vol.3, p. 139-154.

HEATH, P.J.; (1991), Developments in Applications of PCD Tooling, Proc. of the Superabrasives 91 conf., Chicago, Illinois, June 11-13, vol. 8, p.33-53.

HULL, D.; CLYNE, T.W., (1996), An Introduction to Composite Materials, second edition, Cambridge University Press, Great Britain.

INTERNATIONAL STANDARD, ISO 8688-1, (1989) Tool-Life Testing in Milling- Part 1: Face milling, First edition, 1989.

INTERNATIONAL STANDARD, ISO 3685, (1993) Tool-Life Testing With Single-point Turning Tools, 2ème édition 1993-11-15.

JAWAID, A., BARNES, S., GHADIMZADEH, S. R., (1992), Drilling of Particulate Aluminium Silicon Carbide Metal Matrix Composites, Machining of Composites Materials, *Proc.* Symp., ASM Materials Week, Chicago, Illinois, 1-5 Nov. 1992, p. 35- 47.

KANNATEY-ASIBU, E., JR., (1985), A Transport-Diffusion Equation in Metal Cutting and its Application to Analysis of the Rate Wear. *Journal of Engineering for Industry*, vol. 107, p.81-89. Feb. 1985.

KENDRICK, R. J ET INCO, (1993), Nickel Powders- the Latest Developments, Metal Powder Report 48, (3), March 1993, p. 42-44.

KÖNIG M., KLOCKE F., KÖNIG W., (1995), High Speed Milling of Graphite Electrodes, Proc. of the Inter. Conf. On Advanced Technology for Die and Mold Manufacturing, Columbus, OH, Oct. 10-12,1995.

KO, T., KOREN, Y., (1989), Cutting Force Model for Tool Wear Estimation, Proc. NAMRI/SME, p. 166-169, May 1989.

KRAMER, B. M., (1987), On Tool Materials for High Speed Machining, *Journal of Engineering for Industry*, Trans. of the ASME, vol. 109, May 1987, p.87-91.

LANE, C.T., (1992a), The Effect of Different Reinforcement on PCD Tool Life for Aluminium Composites, Machining of Composites Materials, Proc symposium., ASM/TMS Materials Week, Chicago, Illinois, 1-5 Nov. 1992, p. 17-27

LANE, C.T.; (1992b), Machinability of Aluminum Composite As a Function of Matrix Alloy and Heat Treatment, in Machining of Composites Materials, Proc symp., ASM Materials Week, Chicago, Illinois, 1-5 Nov. 1992, p. 3- 15.

LANE, C.T., (1990), Machining Characteristics of Particulate-Reinforced Aluminum, Proc. of Int. conf. on Fabrication of Particulate Reinforced Metal Composites, ASM international, Montreal, 1990, p. 195-201.

LANE, C.T.,(1993), Drilling and Tapping SiC Particle-Reinforced Aluminum, in Machining of Composite Materials II, Proc. of the ASM 1993 Materials Congress, Pittsburgh, Pennsylvania, Oct. 17-21, 1993, p.9-16.

LANE, C. ET FINN, M., (1992), A Comparison of PCD and CVD Diamond in Milling MMCs, in Advances in Production and Fabrication of Light Metals and Metal Matrix Composites, Proc. of conf., Edmonton, Alberta, Canada, Aug. 23-27, 1992, p.619-627

LEE, YS., (1971), Theoretical Model of Crater Wear. *Journal of Engineering for Industry*, p. 1051-1056. Nov. 1971.

LEEP, H.R., HERDE, D.L., (1993), Production Drilling Models For A Composite Material, *Machining Of Composite Materials II*, Proc. Of The Asm 1993 Materials Congress, Pittsburgh, Pennsylvania, October 17-21, 1993, P.132-135.

LENTZ, E., KATZ, Z., BER, A., (1976), Investigation of the Flank Wear of Cemented Carbides Tools, *Journal of Engineering for Industry*, p. 246-250, Feb. 1976.

LOONEY, LA.; MONAGHAN, JM.; O'REILLY, O.; TAPLIN, DMR.; (1990), The Turning of an Al/SiC Metal Matrix Composite, Proc. of the Irish Manufacturing committee on Advanced Manufacturing Technology, Dublin, Ireland, Aug. 20-31, p. 453-510.

LONARDO, P.M.; TRUMPOLD, H.; DE CHIFFRE, L., (1996), Progress in 3D Surface Microtopography Characterization, *Annals of CIRP*, vol. 45/2/1996, p. 589-598.

LU, J.; MIEGE, B.; FLAVENOT, J.F.; THERY, S.; (1990), Study the Effect of the Surface Treatment on the Residual Stress Gradient in Silicon Carbide (SiC) Reinforced Aluminum Metal Matrix Composites, *ASTM Journal of Composites Technology & Research*, vol. 12, n.4, 1990, p.232-238.

MACHINING DATA HANDBOOK, (1980), vol. 2, 3rd edition, Machinability Data Center.

MADA, M.; AJERSCH, F., (1993), Deformation of A356-15% SiCp Alloys During Squeezing Flow, Proc. of the Inter. Symposium on Developments and Applications of Ceramics and New Metal Alloys, Aug. 29-Sep. 2, 1993, p. 91-103.

MASOUNAVE, J., LITWIN, J., HAMELIN, D.,(1994), Prediction Of Tool Life In Turning Matrix Composites, *Materials & Design*, Vol. 15, Nov. 5, 1994, P.287-293.

MCGINTY, MJ.; PREUSS, CW.; (1985), High Productivity Machining, Materials and Processes, ASM publications. 1985, p. 231-244.

MEHTA M., SONI A. H., (1993), Hole quality, Drilling, Assessment and Integrity Issues in Grpahite Fiber Reinforced Composite Laminates: A generalized Approach in Machining of Composite Materials II, Proc. ASM 1993 Materials Congress, Pittsburgh, Pennsylvania, October 17-21, 1993, p.139-152.

METALS HANDBOOK, (1985), Desk Edition, ASM, Metals park, Ohio, 1985.

METALS HANDBOOK, (1989), Ninth Edition, vol.16, Machining, ASM Inter., Materials Park, OH, 1989, p.72-117.

MISRA, A., FINNIE, I., (1982), A Review of the Abrasive Wear of Metals, Journal of *Engineering Materials and Technology*, Trans. of ASME, vol. 104, April 1982.

MISTRY, P.; TUCHAN, MC.; LIU, S.; GRANSE, BAURMANN, T.; SHARE, MG., (1996), A Revolutionary Diamond Synthesis Technique: The QQC Materials Deposition Process, *Innovations in Materials Research*, vol. 1, 1996, p. 193-207.

MONAGHAN, J.; O'REILLY, P.; (1992), Machinability of An Aluminium Alloy/Silicon Carbide Metal Matrix Composite, *Processing of Advanced Materials*, vol.2, n.1, March 1992, p. 37-46.

MORIN, E.; MASOUNAVE, J.; LAUFER, EE., (1995), Effect of Drill Wear on Cutting Forces in the Drilling of Metal-Matrix Composites, *Wear* 184, Elsevier, p.11-16

NEUSEN, KF.; ROHATGI, PK.; VAIDYANATHAN, C.; ALBERTS, D.; (1987), Abrasive Waterjet Cutting Of Metal Matrix Composites, Proc. of the 4th US Water Jet conf., Berkely, California, aug. 26-28 1987, p. 175-182

NOAKER, PM., (1993), Need to Lose Weight?, *Manufacturing Engineering*, Sept. 1993, p. 73-76.

OLES, EJ.; INSPEKTOR, A.; BAUER, CE.; (1996), The New Diamond-Coated Carbide Cutting Tools, *Diamond and Related Materials, 5 (6-8) p. 617-624.*

PADILLA, P., THÉLY, A., (1981), Guide des fabrications mécaniques, 2ème edition, Dunod, Bordas, Paris (1981).

PORAT, R., BER, A., (1990), New Approach of Cutting Tool Materials-Cermet (Titanium-based Material) for Machining Steels, *Annals of the CIRP*, vol. 39/1/1990, p. 71-74.

POON, SK., LEE, TC.; (1993), Electrical Discharge Machining of particulate Metal-Matrix Composites, proc. of conf. ASM 1993 Materials Congress, Materials Week '93, Pittsburgh, Pennsylvania, Oct. 17-21, p. 43-50.

PREVOT, B., IP, S.W., SRIDHAR, R., TOGURI, J.M., (1996), Wettability of Nickel Coated Graphite by Aluminum, Dept. of Metallurgy & Materials Science Work Term Report, University of Toronto, Toronto, Ontario, Canada, 1996.

QUIGLEY, O.; MONAGHAN, J.; O'REILLY, P., (1994), Factors Affecting the Machinability of an Al/Si Composite, *Journal of Materials Processing Technology*, vol 43, 1994, pp 21-36.

RAMALU, M., (1988), An Investigation of Machinability of High Temperature Composites, proc. Conf. Composites 1988, Florida, USA, 20-22 Jan, p. 423-434.

RABINOWICZ, E., MUTIS, A., (1965), Effect of Abrasive Particle Size on Wear, *Wear*, vol. 8, p. 381-390, cité par Misra et Finnie (1982) et par Bhushan (1991).

RAMRATTAN SN.; SITKINS, FZ.; (1996), Optimization of the Casting And Machining Processes For A Metal Matrix Composite, dans Les applications techniques de la mécanique, proc. of conf., CSME Forum SCGM 1996, McMaster University, Hamilton, Ontario, Canada, 7-9 May 1996, p. 624-629.

ROHATGI, PK., BELL JA., STEPHENSON, TF.,(1993), Aluminium-Base Metal Matrix Composite, European Patent EP0567284A2, April 20 and October 27, 1993.

ROHATGI, PK.; BHARADWAJ, R.; NARENDRANATH, CS.; (1993), Influence of Initial Surface Finishes of Aluminium Alloy Graphite Composites on Tribological

Properties, proc. of conf. ASM 1993 Materials Congress, Materials Week '93, Pittsburgh, Pennsylvania, Oct. 17-21, p. 93-102

ROHATGI, PK.; DAHOTRE, NB.; GOPINATHAN, SC.; ALBERT, D.; NEUSEN, KF.; (1988), Micromechanism of High Speed Abrasive Waterjet Cutting of Cast Metal Matrix Composites', Proc. Of the Cast Reinforced Metal Composites conf. Chicago, Illinois, sept 24-30, 1988, p. 391-397.

ROHATGI, PK.; NARENDRANATH, CS.; (1993), Tribological Properties of Al-Si-Gr-SiC Hybrid Composite, proc. ASM 1993 Materials Congress, Materials Week '93, Pittsburgh, Pennsylvania, Oct. 17-21, p. 21-25

ROHATGI, PK.; NARENDRANATH, CS.; BRAHMS, N.; (1993), Friction And Wear of Al-Si-Gr Composite, proc. of conf. ASM 1993 Materials Congress, Materials Week '93, Pittsburgh, Pennsylvania, Oct. 17-21, p. 87-91

SANDVIK CORORANT, (1994), Modern Metal Cutting- A Practical Handbook, Sandvik, Sweden, 1994.

SCHEED, L., NÉRON, D.; MASOUNAVE, J.; (1996), Perçage en phase pâteuse induite des métaux et composites métalliques, dans Les applications techniques de la mécanique, proc. of conf., CSME Forum SCGM 1996, McMaster University, Hamilton, Ontario, Canada, 7-9 May, 1996, p. 719-725.

SCHMIDT, S., CASE, K., (1999), Communicating Design of Experiments (DOE) to Non-statisticians, Air Academy Associates, Article d'internet, www.airacd.com/comdoe.htm

SHEN, CH.; (1994), Machining Performance of Thin Diamond Coated Inserts on 390 Aluminium, Trans. of NAMRI/SME, vol. XXII, Northwestern University, Evanston, Illinois, May 25-27,1994, p. 201-208.

SCHUCKER, D.; VEES, G., (1993), Laser Material Processing of Composite Materials, proc. ASM 1993 Materials congress, Pittsburgh, Pennsylvania, Oct. 17-21, p. 69-75

SHAW M. C., (1984), Metal Cutting Principles, Clarendon Press, Oxford 2

SHAW, M.C., OXFORD, JR., (1957) On the Drilling of Metals 2-the Torque and Thrust in Drilling, Transaction of ASME, 79 (1957), p. 139-148.

SHEEHAN, B., (1993), Laser Drilling of Composite Materials, proc. of the ASM 1993 Materials congress, Pittsburgh, Pennsylvania, Oct. 17-21, p. 171-175

SIMONSEN, I., HORIE, Y., AKASHI, T., SAWAOKA, A. B., (1992), Diamond Formation in Aluminum-Nickel/Graphite under shock Loading, in Marcel Dekker, Shock-Wave and High-Strain-Rate Phenomena in Materials, New York, U.S, 1992, p.233-243

SMITH, R. G., MAY, C., FELL, H. A., (1993), A Review of Machining Studies for Castable and Preform Infiltred Reinforced Aluminum Matrix Composites, in Machining of Composite Materials II, Proc. of the ASM 1993 Materials Congress, Pittsburgh, Pennsylvania, October 17-21, 1993, p.51-56.

SMITH, WILLIAM, F., (1993), Foundations of Materials Science and Engineering, 2nd edition, McGraw-Hill, Inc., New York.

SONGMENE, V., (1996), Machining of Aluminium Composite GrA-Ni™, Rapport interne fait pour Inco Limited, IRDI, Septembre 1997.

SONGMENE, V., YAN, D., (1997), Machinability Comparison of Aluminum Alloys and MMCs, Rapport interne fait pour Inco Limited, IRDI, Mai 1997.

SONGMENE, V., BALAZINSKI, M.; Maranzana, R. (2000), Machining Graphitic Metal Matrix Composites with Diamond Tools, en preparation

SONGMENE, V., BALAZINSKI, M.; (1999), Machinability of Graphitic Metal Matrix Composites as a Function of Reinforcing Particles, Annals of CIRP, vol 48/1, p. 77-80

SONGMENE, V., STEPHENSON, TF, WARNER, A.E.M., (1997), Machinability of Graphitic Silicon Carbide Aluminum Metal Matrix Composite GrA-Ni™, Proc. of the 1997 ASME Inter. Mech. Eng. Congress and Exposition, ASME International, Wyndham Anatole, Dallas, Texas, Nov. 16-21, 1997, p.193-200.

SONGMENE, V.; STEFAN, M.; STEPHENSON, T.F.; WARNER, A.E.M, (1998), Turning and Honing of GrA-Ni® MMC Cylinder Liners: Experimental Investigation on Surface Texture, CSME Forum 98, Toronto, Canada, May 19-22. p. 186-193.

STATGRAPHIC PLUS FOR WINDOWS, (1995) logiciel de planification et d'analyse des expériences, Manugistic ®., version 3.1

STEPHENSON, T. F., BELL, J. A. E., (1993), Metal Matrix Composites Reinforced with Nickel-Coated Fibre, Cancon 93, Second Canadian Inter. Composites Conf. and Exhibition, Ottawa, 1993.

STEPHENSON, T.F., WARNER, A.E.M., WILSON, S., ALPAS, A.T., ROHATGI, P.K., (1996), Aluminum Hybrid Composites Containing Nickel-Coated Graphite Particulate,. Proc. Of Materials Week 1996, Joint TMS/ASM Conf., Cincinnati, Ohio, Oct. 8-10, 1996.

STEPHENSON, T.F., WARNER, A.E.M., WILSON, S., (1995), Rapport Interne, INCO Limited, 1995.

STUCKY , M.; (1989), Revue critique des renforts et des procédés d'élaboration des matériaux composites à matrice de métal, Fonderie Fondeur Aujourdh'ui, Dec. 1989, p. 31-39.

TAKATSU, SOKICHI, (1990), Recent Developments in Hard Cutting Tool Materials, *High Temperature and Materials Processes*, vol. 9, N. 2-4.

TOKISUE, H., ABBASCHIAN, G. J., (1978), Friction and Wear Properties of Aluminum-Particulate Graphite Composites, *Material Science and Engineering*, vol.34, no. 1, Switzerland, 1978, p.75

TOMAC, N., TONNESSEN, K., (1992), Machinability of Particulate Aluminium Matrix Composites, *Annals of the CIRP*, vol. 41/1/1992, p. 55-58.

TURENNE, S., CARON, S., WEISS, O., MASOUNAVE, J., (1990), Abrasion Behaviour of Particulate Reinforced Composites, proc. Conf. on Fabrication of Particulate Reinforced Metal Composites, Montreal, Quebec, Canada, Sep. 17-29, 1990, p.272-273.

TURENNE, S.; LEGROS, N., LAPLANTE, S., AJERSCH, F.; (1999), Mechanical Behavior of Aluminum Matrix Composite During Extrusion in the Semisolid State, *Metallurgical and Materials Transactions* A, Vol. 30A, April 1999, p. 1137-1146.

UTSUNOMIYA, S.; KAGAWA, Y.; KOGO, Y.; (1987), dans Composites 86 : Recent Advances in Japan and the USA, *Japan Society Composite Materials*, p 34-42.

WANG, W.; AJESRCH, F.; (1994), Si Phase Nucleation on SiC Particulate Reinforcement in Hypereutectic Al-Si Alloy Matrix, Science and Engineering A: Structural Materials: properties, Microstructure and Processing, vol. A187, No. 1, Oct 20, 1994, p.65-75.

WEINERT, K.; KÖNING, W.; (1993), A consideration of tool wear Mechanism when Machining Metal Matrix Composites (MMC), *Annals of CIRP*, vol. 42/1, p. 95-98.

WEINERT, K., BERMANN, D., MEISTER, D., (1995), Machining of Metal Matrix Composites- Tool Wear and Surface Integrity, proc. of ICCM-10, B.C., Canada, vol. III, p. 589-596, August 1995.

WHITEHORSE, D.J., (1988), Comparison Between Stylus and Optical Methods for Measuring Surfaces, *Annals of the CIRP*, vol. 37/2/1988, p. 649-653.

WU, S.M., (1964), Tool-Life Testing by Response Surface Methodology, *Journal of Engineering for Industry*, May 1964, p. 105-116.

YUAN, Z. J., GENG, L., DONG, S., (1993), Ultraprecision Machining of SiCw/Al Composites, *Annals of the CIRP*, vol. 42,/1/1993, p. 107-109.

ZWEBEN, C., (1988), Metal Matrix Composite: An Overview, *Carbide & Tool Journal*. July-August, 1988, p. 7-10.

ANNEXE I

RECHERCHE DES MODÈLES DE RÉGRESSION DE LA FORCE DE COUPE RÉSULTANTE LORS DU FRAISAGE DU GrA-Ni 10S 4G.

1.1. Modèle de type polynomial découlant du plan d'expérience composite.

Nous avons vu d'après l'analyse de variance (Tableau 4.3, chapitre IV) et le graphe de Pareto (Figure 4.17) que seuls l'avance et la profondeur de coupe influencent la force résultante de coupe à 95% d'intervalle de confiance. Le modèle polynomial découlant du plan composite centré utilisé est donc donné par l'équation I.1.

$$Fc = -75.92 + 302f + 78p \qquad R^2=50.7\% \qquad (I.1)$$

R^2 ajusté =43.15%

Avec :

Fc (N):	Force de coupe résultante
V (m/min):	[400-600 m/min] Vitesse de coupe
f (mm):	[0.2-0.4 mm] Avance/dent
p(mm):	[1.5-2.5 mm] Profondeur de coupe
R^2:	Coefficient de corrélation du modèle exprimant la proportion des variations expliquée par le model.

D'après les valeurs des R^2, uniquement 43.15% des variations observées sont expliquées par le modèle. Généralement, les coefficients de corrélation acceptables sont de l'ordre de 99%. Ce modèle n'est pas valable et doit être rejeté.

Nous avons essayé d'autres modèles y compris celui donnant la force résultante de coupe en fonction de la section du copeau. Le meilleur résultat a été celui du modèle puissance.

1.2. Modèle de type puissance

Le modèle puissance donnant la force de coupe résultante (Fc) en fonction des paramètres de coupe est de la forme :

$$F_c = A \cdot f^{\alpha} \cdot p^{\beta} \cdot V^{\lambda} \qquad \textbf{(I. 2)}$$

Avec : f l'avance par dent (mm)

p la profondeur de coupe (mm)

V la vitesse de coupe (m/min)

A, α, β, et λ des constantes à déterminer.

Pour utiliser les donnés du plan d'expérience utilisé et analyser ce type de modèle en utilisant le logiciel Statgraphic, linéarisons l'équation I.2. Il devient :

$$ln(F_c) = ln(A) + \alpha ln(f) + \beta ln(p) + \lambda ln(V) \qquad \textbf{(I. 3)}$$

En utilisant un modèle du type de l'équation (I.3), on obtient les résultats du Tableau I.1.

Tableau I-1 : résultats du modèle de régression de type puissance (Eq. I-3).

Analyse de variance du modèle (R^2= 63%; R^2 ajusté =53.8%)

Source	Degrés liberté	MS	F-test	F-Fisher
Modèle	3	0.317	6.83	0.0062
Résidus	12	0.0464		

Estimation des coefficients de régression

Paramètre	Estimation	Erreur standard	Test statistique T	F-Fisher
Constante : *ln(A)*	8.288	2.103	3.941	0.0020
Avance : *ln(f)*	0.4646	0.1955	2.376	0.0350
Profondeur : *ln(p)*	0.935	0.266	3.519	0.0042
Vitesse : *ln(V)*	-0.524	0.335	-1.562	0.1441

D'après l'analyse de variance (Tableau I-1), il y a une relation statistiquement significative entre les variables testés à un intervalle de confiance de 99% (F-Fisher < 0.01). Cependant le modèle explique seulement 53.8% des variations observées (R^2 ajusté = 53.8%). Le modèle est donc à rejeter.

L'on remarque aussi que la vitesse de coupe n'a pas une influence statiquement significative (à 90% de confiance) sur le modèle de la force résultante de coupe (F-Fisher > 0.10). Ce terme peut donc être exclu du modèle. Mais si on le fait, le coefficient de corrélation (R^2-ajusté) baisse d'avantage (de 53.8 à 48.7%) et le modèle final est donné par l'équation (I.4) :

$$F_c = 154.07 \cdot f^{0.464} \cdot p^{0.935} \qquad R^2=55\% \qquad R^2 \text{ ajusté} = 48\% \qquad \textbf{(I. 4)}$$

1.3. Modèle de type exponentiel.

Le modèle de type exponentiel a aussi été essaye. Les résultats sont les suivants :

$$F_c = e^{(1.85 \cdot f + 0.445 \cdot p - 1.33 \cdot 10^{-3} V + 4.327)} \qquad R^2 = 62.4\% \qquad R^2 \text{ ajusté} = 53\% \qquad \text{(I-5)}$$

Ces résultats sont similaires à ceux du modèle puissance (Tableau i.1) en terme du degré de corrélation. Le F-Fisher (de l'analyse de variance) de cette régression est de 0.00673 contre 0.0062 obtenu avec le modèle puissance (section 1.2).

En définitive, les coefficients de corrélation des régressions sont bas et le modèle est à rejeter. Nous devons rechercher d'autres variables qui influence la force la force de coupe. Le premier autre paramètre qui est plus susceptible de l'influencer est l'usure des outils.

1.4. Modèle de type puissance incluant l'usure des outils.

En incorporant l'usure en dépouille (VB) enregistrée sur les plaquettes à la fin de chaque test des forces de coupe sous forme de *ln(VB)*, on n'a pas obtenu de meilleur résultat (R^2-ajusté = 28.3%).

Nous avons aussi tenter de l'insérer sans le linéariser dans l'équation 1.3 qui est devenu l'équation I.6.

$$ln(F_c) = ln(A) + \alpha ln(f) + \beta ln(p) + \lambda ln(V) + \omega \cdot V_B \qquad \text{(I. 6)}$$

En utilisant un modèle du type de l'équation (I.6), on obtient les résultats du Tableau I-2.

En comparant les Tableaux I-1 et I-2, on remarque les points suivants :

- Le modèle incluant l'usure est moins bon que celui sans l'usure (F-Fisher des analyses de variance change de 0.0062 à 0.015 et le coefficient de corrélation ajusté passe de 53.8% à 51.4%).

- L'usure (VB) et la vitesse de coupe n'influence pas significativement le modèle à 90% d'intervalle de confiance (leurs F-Fisher sont plus grand que 0.10).

En conclusion, aucun de ces modèles n'est valable et ils doivent tous être rejetés. Les sources des variations observées sur la force de coupe résultante se trouvent ailleurs.

Tableau I-2 : résultats du modèle de régression de type puissance incluant l'usure VB de l'outil (Équation I.6).

Analyse de variance du modèle (R^2= 64.4%; R^2 ajusté =51.4%)

Source	Degrés liberté	MS	F-test	F-Fisher
Modèle	4	0.2427	4.97	0.015
Résidus	11	0.0488		

Estimation des coefficients de régression

Paramètre	Estimation	Erreur standard	Test statistique T	F-Fisher
Constante : *ln(A)*	8.225	2.1588	3.809	0.0029
Avance : *ln(f)*	0.538	0.231	2.329	0.0399
Profondeur : *ln(p)*	0.941	0.272	3.449	0.0054
Vitesse : *ln(V)*	-0.4936	0.347	-1.421	0.1828
Usure : (V_B)	-0.5935	0.9264	-0.640	0.5348

En regardant de près l'analyse de variance de toutes les composantes (Fx, Fy et Fz) de la force de coupe (Voir Annexe II, Tableaux II.1 à II.3), nous remarquons que la composante Fz (dans la direction de la profondeur de coupe) est celle qui a accusé le plus de variabilité (plus basse corrélation; R^2 ajusté = 0) inexplicable par le modèle ou par la variation des variables indépendantes tandis que la composante Fy (direction perpendiculaire à celle de l'avance de coupe) est celle la plus précise (R^2 ajusté = 77%).

Ces résultats montrent que les forces de coupe ne sont varient différemment suivant l'axe considéré. Ce qui peut traduire un manque d'homogénéité des forces dans les directions X, Y et Y du composite 10S.4G. Nous avons néanmoins essayé de trouver un modèle de régression pour la composante Fy.

2 Analyse de la composante Fy de la force de coupe

Des analyses similaires à celles précédentes nous donnent le meilleur modèle de Fy pour les données obtenus.

$$F_y = 113.7 \cdot f^{0.537} \cdot p^{1.038} \qquad R^2=80\% \qquad R^2 \text{ ajusté} = 77\% \qquad \textbf{(I-7)}$$

Le modèle de la composante Fy (Équation I.7) de la force de coupe n'est pas valable (faible corrélation). Dans la pratique, on ne retient que les modèles dont le R^2 est de l'ordre de 99%. Cela n'est aucunement dû au modèle utilisé mais plutôt au fait que certaines composantes des forces accusent une variabilité non attendue et non explicable par la variation des paramètres de coupe.

Si on y ajoute le terme de la vitesse de coupe, (qui est significatif à 90% de confiance pour ce modèle puissance), on obtient l'équation I.8 :

$$F_y = 1266.2 \cdot f^{0.537} \cdot p^{1.038} \cdot V^{-0.39} \qquad R^2=85\% \qquad R^2 \text{ ajusté} = 81.3\% \qquad \textbf{(I.8)}$$

Le coefficient de corrélation est amélioré (R^2-ajusté = 81.3%), mais reste non valable car l'on recherche un coefficient de corrélation de l'ordre de 99%. La figure I.8 montre les points expérimentaux et les compare avec le modèle de l'équation I.8.

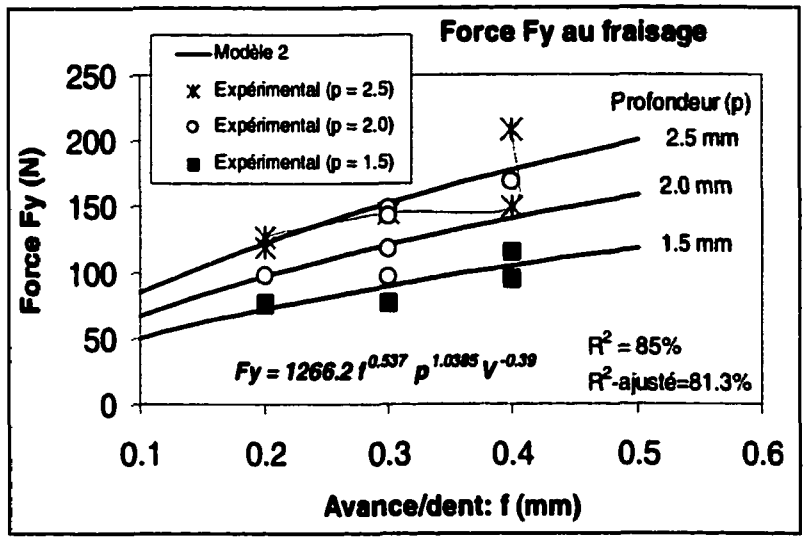


Figure I.1: Tracé des courbes du modèle complet de Fy (équation I.8).

Si on y ajoute le terme de l'usure (VB) au modèle de l'équation I.8, on obtient l'équation I.9 :

$$F_y = 1183.37 \cdot f^{0.616} \cdot p^{1.044} \cdot V^{-0.356} \cdot e^{1/V_B^{0.635}} \qquad R^2=86.7\% \qquad R^2 \text{ ajusté} = 82\% \qquad \textbf{(I.9)}$$

Le coefficient de corrélation est amélioré (R^2-ajusté = 82%), mais le modèle reste non valable car l'on recherche un coefficient de corrélation de l'ordre de 99%. En plus le terme d'usure n'est pas significatif à 90% d'intervalle de confiance.

ANNEXE II

TABLEAUX D'ANALYSE DE VARIANCE DES COMPOSANTES Fx, Fy ET Fz DE LA FORCE DE COUPE AU FRAISAGE.

Tableau II.1: ANOVA pour la composante Fx de la force coupe résultante pendant le fraisage avec les carbures revêtus du diamant (DCC).

R^2 = 76.5%; R^2-ajusté = 41.39%;

Source	Dégrés de liberté	Carré moyen (MS)	F-test	F-Fisher
Vitesse: V	1	4020.03	3.16	0.1257
Avance: f	1	2683.04	2.11	0.1966
Profondeur: p	1	6579.23	5.17	0.0633
V^2	1	2842.58	4.85	0.0698
fV	1	15556.82	2.24	0.1855
Vp	1	1514.84	1.22	0.3109
f^2	1	42.32	1.19	0.3170
fp	1	28.35	0.03	0.8613
p^2	1	1271.71	0.02	0.8862
Erreur totale	6			

Tableau II.2: ANOVA pour la composante Fy de la force coupe résultante pendant le fraisage avec les carbures revêtus du diamant (DCC).

R^2 = 92.54%; R^2-ajusté = 81.35%;

Source	Degrés de liberté	Carré moyen (MS)	F-test	F-Fisher
Vitesse: V	1	1227.66	4.90	0.0688
Avance: f	**1**	**570732**	**22.77**	**0.0031**
Profondeur: p	**1**	**9486.40**	**37.85**	**0.0008**
V^2	1	470.345	1.88	0.2198
fV	1	602.045	2.40	0.1722
Vp	1	259.92	1.04	0.3478
f^2	1	431.476	1.72	0.2375
fp	1	361.80	1.44	0.2749
p^2	1	221.056	0.88	0.3839
Erreur totale	6	250.654		

Tableau II.3: ANOVA pour la composante Fz de la force coupe résultante pendant le fraisage avec les carbures revêtus du diamant (DCC).

R^2 = 56%; R^2-ajusté = 0.0%;

Source	Degrés de liberté	Carré moyen (MS)	F-test	F-Fisher
Vitesse: V	1	59.536	0.26	0.6278
Avance: f	1	527.076	2.31	0.1794
Profondeur: p	1	14.641	0.06	0.8085
V^2	1	441.654	1.93	0.2136
fV	1	335.405	1.47	0.2710
Vp	1	25.920	0.11	0.7476
f^2	1	158.629	0.69	0.4364
fp	1	26.645	0.12	0.7442
p^2	1	101.116	0.44	0.5304
Erreur totale	6	228.246		

ANNEXE III

COURBES D'USURE DES OUTILS REVETUS DU DIAMANT

Fraisage aux conditions de coupe du Tableau 4.1, chapitre IV.

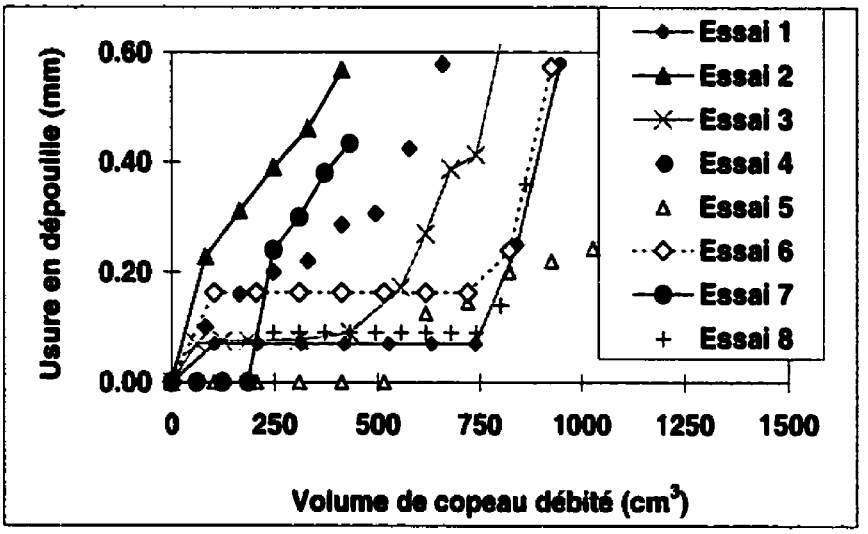


Figure III.1

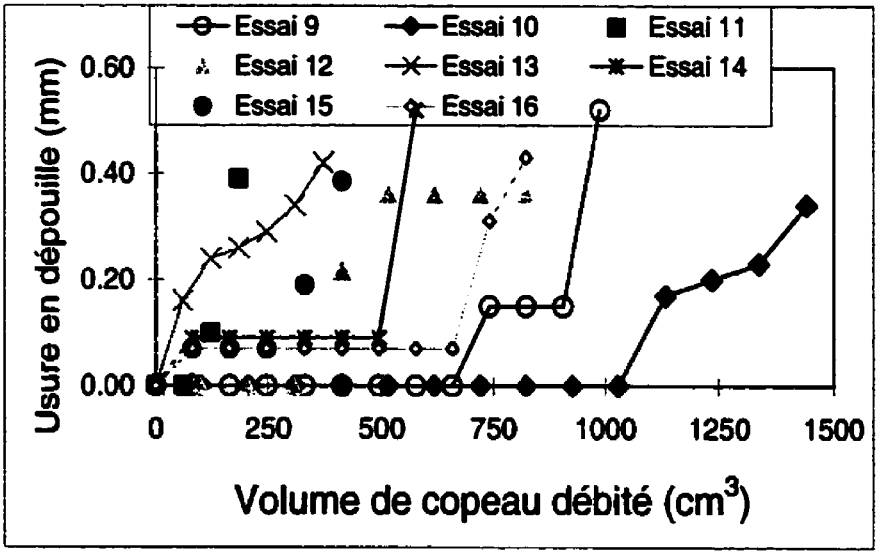


Figure III.2

ANNEXE IV

HAUTEUR MAXIMALE DE RUGOSITÉ OBTENUE LORS DU TOURNAGE DU GRA-NI 10S. 4G

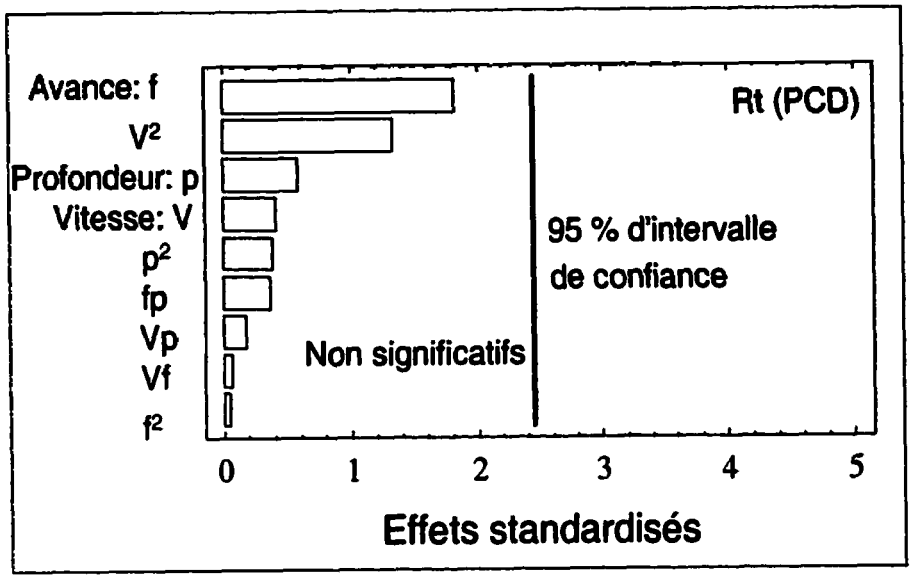
Tableau D. 1: Matrice d'expérience/ des rugosités des finis de surface

Longueur totale d'évaluation : 8 mm: longueur de base : 0.8 mm

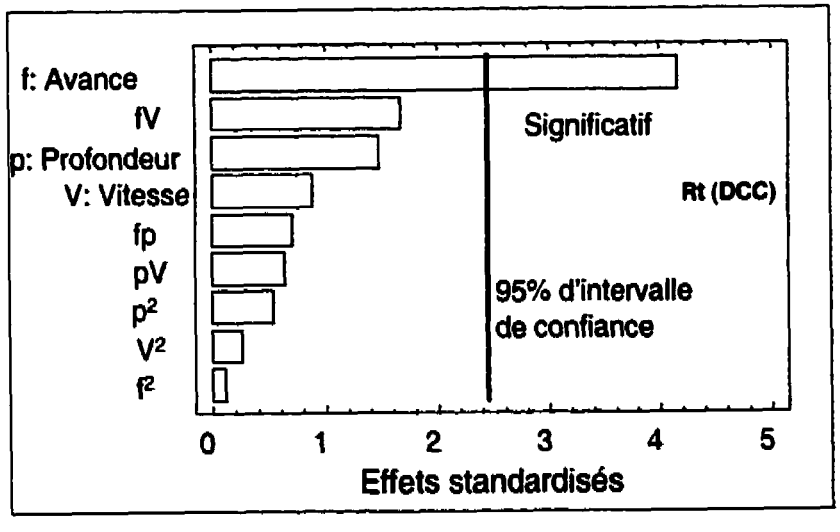
	Paramètres de coupe				Rugosité maximale: Rt	
Essais	Avance	Vitesse (carbure revêtu du diamant)	Vitesse (PCD)	Profondeur de coupe	PCD	DCC
	(mm/tr)	m/min	m/min	(mm)	(µm)	(µm)
1	0.254	457.2	533.4	1.016	**24.3**	**19.0**
2	0.127	304.8	304.8	0.508	**13.5**	**18.7**
3	0.381	304.8	304.8	0.508	**21**	**22.3**
4	0.127	609.6	762.0	0.508	**13.2**	**13.7**
5	0.381	609.6	762.0	0.508	**16**	**29.3**
6	0.127	304.8	304.8	1.524	**21.33**	**21.0**
7	0.381	304.8	304.8	1.524	**22.33**	**25.3**
8	0.127	609.6	762.0	1.524	**15.67**	**17.0**
9	0.381	609.6	762.0	1.524	**20.67**	**25.3**
10	0.091	457.2	533.4	1.016	**16.67**	**14.7**
11	0.417	457.2	533.4	1.016	**24.17**	**26.7**
12	0.254	260.9	239.3	1.016	**13.67**	**16.3**
13	0.254	653.5	827.5	1.016	**19.0**	**25.7**
14	0.254	457.2	533.4	0.363	**22.33**	**17.0**
15	0.254	457.2	533.4	1.669	**16.0**	**26.3**
16	0.254	457.2	533.4	1.016	**18.5**	**21.5**

Niveaux des paramètres de coupe

Bas	0.127	304.8	304.8	0.508
Haut	0.381	609.6	762.0	1.524



a) : Cas du diamant polycrystallin



b) : Cas des carbures revêtus du diamant

Figure IV. 1: Graphes de Pareto des effets des paramètres de coupe sur Rt

D'après les graphes de Pareto (Figure IV-1a), aucun des paramètres de coupe testés n'influence significativement Rt dans le cas d'usinage avec les outils en PCD. Ceci est due au fait que les valeurs de Rt obtenus sont très dispersés.

Pour ce qui est du cas du Rt lors du tournage avec les outils en DCC, l'avance est le seul facteur qui influence significativement à 95% d'intervalle de confiance (Figure IV-1b). Cependant, lorsqu'on représente Rt en fonction de l'avance (Figure IV-2), aucune tendance remarquable se semble ressortir.

La figure IV-2 compare les points expérimentaux (Tableau IV-1) avec un modèle théorique de prédiction de la hauteur maximale des rugosités de profil (Rtmax) le plus couramment utilisé. La majorité des points expérimentaux sont plus hauts le Rt prédit, surtout pour des avances inférieures à 0.3 mm/rev. Cela confirme l'existence des pores sur la surface usinée. Tomac et Tonnessen (1992) ont déjà souligné ce phénomène lors du tournage des CMM renforces des particules de SiC avec les outils en diamant.

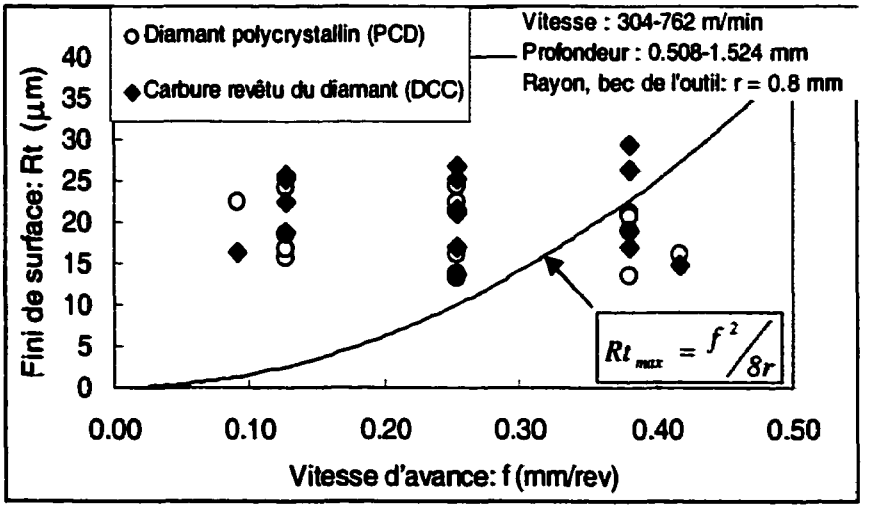


Figure IV. 2: Variation de la hauteur maximale de rugosité en fonction de l'avance

Les modèles de la hauteur maximale des profils de rugosité (Rt) ont été rejetés pour faibles coefficients de corrélation. Le coefficient de corrélation du modèle de prédiction (R^2-ajusté) de Rt lors du tournage avec les plaquettes en carbure revêtues du diamant n'est que 58.8%. Il en est de même de celui du modèle de Rt pour le PCD qui n'est que de 29.7%. Cela signifie que ces modèles n'expliquent que 58.8% et 29.7% des variations obtenues sur le Rt des profils. Même en changeant de modèle de régression, on n'a pas abouti aux meilleurs résultats.

Par exemple, les résultats de comparaison des modèles de régression de Rt(DCC) sont au Tableau IV.2.

Tableau IV.2 : Comparaison des modèles de régression de Rt (DCC)= f(avance)

Modèle	Corrélation	Coefficient de corrélation R^2
linéaire	0.7565	57.23%
exponentiel	0.7539	56.84%
Puissance	0.7465	55.73%
Logarithmique	0.7420	55.05%
Polynôme de degré 2	-	50.7
Racine carré	0.7522	56.59%

Ces faibles coefficient de correction sont la conséquence directe de nombreuses saillies et creux observés sur le profil de rugosité et qui ne sont pas pris en compte comme variable dans cette étude. Ces saillies et creux sont sans doute les résultats des pores dans le composite, des trous laissés par les particules qui sont délogées lors de la coupe ou de la forme irrégulière des particules. Des essais supplémentaires pourront clarifier ces points.

ANNEXE V

TOPOGRAPHIE DES SURFACES DES COMPOSITES GrA-Ni®

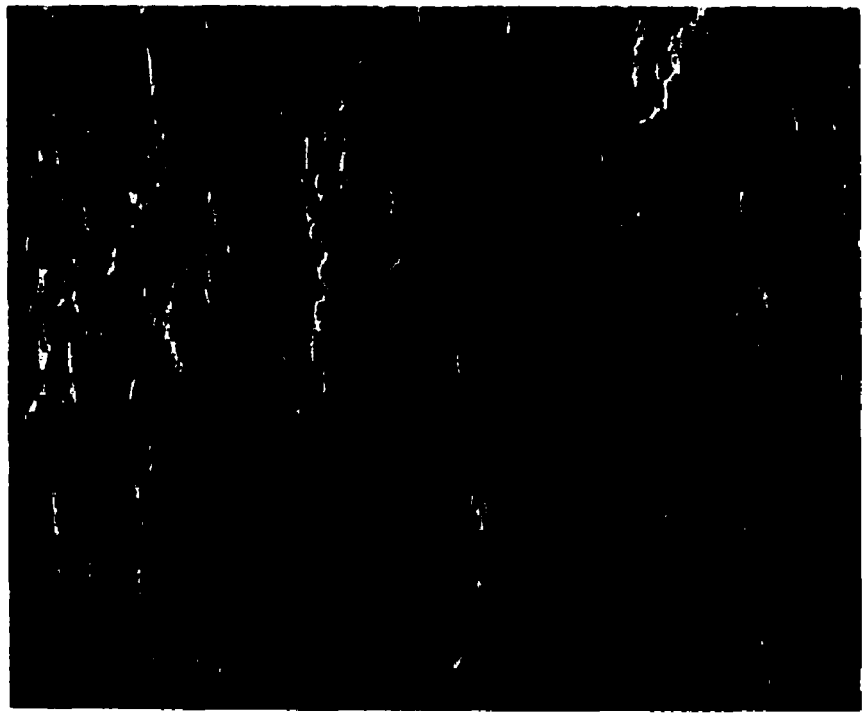


Figure V.1 : Topographie de surface du GrA-Ni 10S.4G (200 X)

Figure V.2 : Topographie de surface du GrA-Ni 6S. 2.5G (200 X)

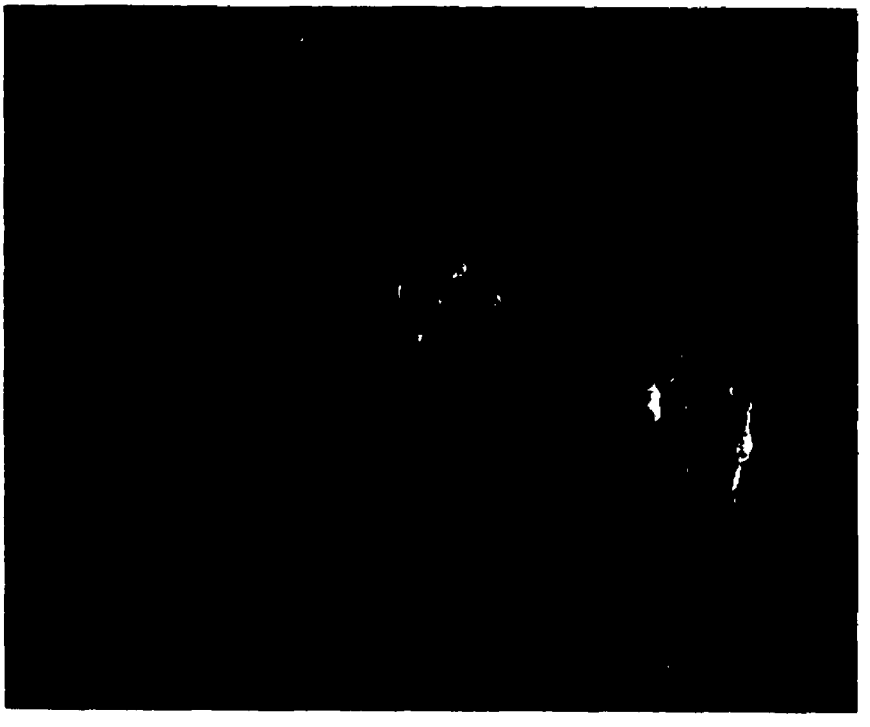


Figure V.3 : Topographie de la surface du GrA-Ni 5A.4G (200 X)

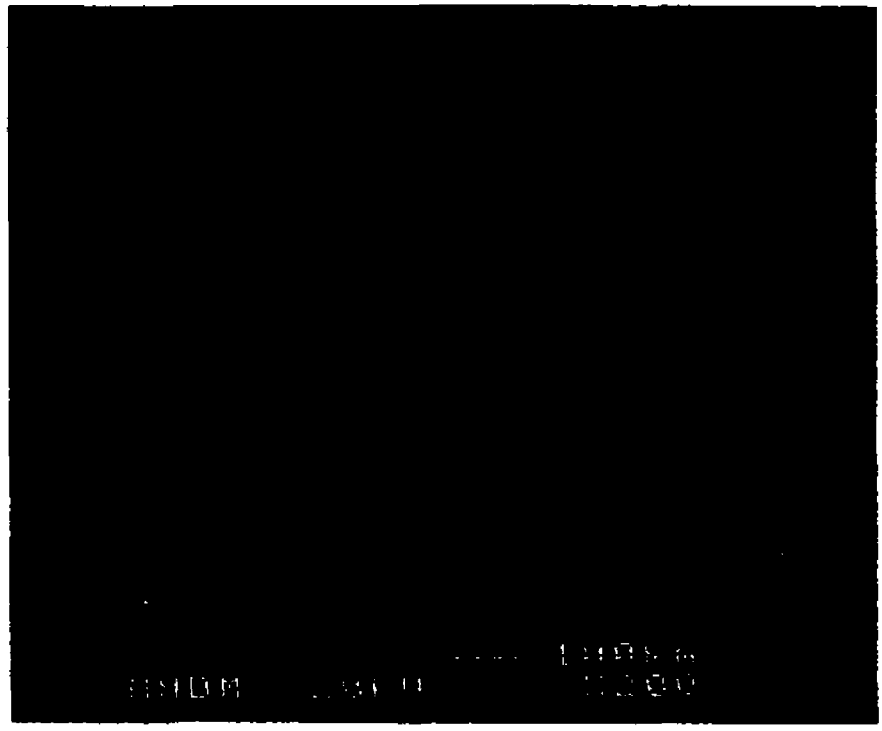


Figure V.4 : Topographie de surface de l'alliage d'aluminium Al380 (200 X)