

ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEUR
UNIVERSITÉ DU QUÉBEC

MÉMOIRE PRÉSENTÉ À
L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE

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

PAR
BAHAA BALOUT

USINAGE À SEC DES ALLIAGES LÉGERS ET DES COMPOSITES

MONTRÉAL, LE 14 MARS 2003

© droits réservés de Bahaa Balout

DRY MACHINING OF LIGHT METALS AND COMPOSITES

Bahaa Balout

ABSTRACT

Aluminium and magnesium are two competitive light metals with comparable mechanical properties and good possibilities of recycling. The manufacturing of magnesium is often perceived like a barrier to its use. New manufacturing techniques of magnesium from chips are being initiated especially in Japan.

To increase the wear resistance without increasing the weight of materials, new aluminium MMCs containing soft lubricating graphite particles and hard particles (silicon carbide or alumina) with improved machinability were developed. Particulate metal matrix composites (MMCs) are known for their low weight and their high wear resistance, but also for the difficulties encountered during their machining.

The dust produced during machining is very important because of its negative impact to the environment and to the health of operator. The standards which determine the concentration and the diameter of the particles allowed during dry and lubricated machining are already established by the industrial organisations. Beyond these standards produced dust becomes dangerous.

In this master thesis, we study in a comparative way the machinability of aluminium, magnesium and CMMp alloys by using the dry drilling of these three families of materials. We analyse the cutting forces and the mechanism of chip formation to explain the behaviour differences of these three materials.

We also study the principles and the conditions by which the aerosols are produced during dry machining by analyzing the influence of the cutting parameters and the various conditions of machining on the aerosols concentrations.

This study will allow to predict the cutting forces and thus the energy requirements, also to analyse the influence of cutting parameters, type of material and reinforcing particulates on cutting forces behaviour. Moreover the study of dust will allow us to be able to analyse the principles of their formation, to control and to reduce their concentration during machining.

Résumé

Usinage à sec des alliages légers et des composites

Les alliages légers tels que l'aluminium, le magnésium et les composites à matrice d'aluminium renforcés par des particules (CMMp) sont de plus en plus utilisés dans l'industrie. Pour fabriquer des pièces l'usinage est nécessaire surtout après la mise en forme par fonderie. D'autre part, les contraintes environnementales sont de plus en plus pressantes et tendent à imposer l'usinage à sec. Il existe très peu de données sur les poussières générées lors de l'usinage et sur l'usinage à sec.

Dans ce travail on a précisé les conditions d'usinage par perçage. On a aussi comparé l'usinabilité des alliages du magnésium et des composites à matrice métallique (CMMp) avec celui de l'aluminium. Nous avons ainsi précisé l'influence du type de particules de renfort sur l'usinabilité de CMMp et étudié le mécanisme de formation des copeaux. Enfin on a précisé les mécanismes et les conditions de coupe qui influencent la quantité des poussières produites.

USINAGE À SEC DES ALLIAGES LÉGERS ET DES COMPOSITES

Bahaa Balout

SOMMAIRE

L'aluminium et le magnésium sont deux métaux légers concurrents ayant de propriétés mécaniques comparables et de bonnes possibilités de recyclage. La mise en forme du magnésium est souvent perçue comme un frein à son utilisation. De nouvelles techniques de mise en forme se servant des copeaux de magnésium sont en train de voir le jour surtout au Japon.

Pour augmenter la résistance à l'usure sans toutefois augmenter le poids des matériaux, des nouvelles alliages d'aluminium CMMp contenant des particules douces et lubrifiantes (graphite) et des particules dures (carbure de silicium ou alumine) avec une usinabilité améliorée ont été développés. Les CMMp sont connus pour leur poids léger et leur résistance à l'usure élevée, mais également pour les difficultés rencontrées pendant leur usinage.

Les poussières produites lors de l'usinage sont d'une importance majeure à cause des dangers qu'elles causent pour l'environnement et la santé d'opérateur.

Les normes qui déterminent la concentration et le diamètre des particules dans l'air lors de l'usinage à sec et l'usinage lubrifié sont déjà établies par les organisations industrielles. Au delà de ces normes, les poussières produites deviennent dangereuses.

Dans ce mémoire, nous étudions de façon comparative l'usinabilité des alliages d'aluminium, de magnésium et des composites à matrice métallique. En utilisant le perçage à sec de ces trois familles des matériaux, nous analysons les forces de coupe et le mécanisme de formation des copeaux pour mieux expliquer les différences de comportement de ces trois matériaux.

Nous étudions aussi les principes et les conditions par lesquels les aérosols sont produits lors de l'usinage à sec en analysant l'influence des paramètres de coupe et des différentes conditions d'usinage sur la concentration des aérosols.

Cette étude permettra d'analyser l'influence des paramètres de coupe, du type de matériau et des particules de renfort sur le comportement des forces de coupe et sur le mécanisme de formation des copeaux. De plus, l'étude des poussières nous permettra de pouvoir analyser les principes de leur formation, contrôler et réduire leur concentration pendant l'usinage.

CE MÉMOIRE A ÉTÉ ÉVALUÉ
PAR UN JURY COMPOSÉ DE :

- M. Jacques Masounave, directeur de mémoire
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure
- M. Victor Songmene, codirecteur de mémoire
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure
- M. Jean-François Châtelain, président du jury
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure
- M. Marek Balazinski, membre extérieur
Département de génie mécanique à l'École polytechnique

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

LE 14 février 2003

À L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE

REMERCIEMENTS

Je tiens tout d'abord à remercier chaleureusement mon directeur de recherche Dr Jacques Masounave et mon co-directeur Dr Victor Songmene pour la qualité de leur encadrement, pour leur soutien inconditionnel, pour leurs idées, leurs conseils, ainsi que pour les profondes connaissances qu'ils m'ont donnés au cours de ce travail. J'exprime également ma reconnaissance pour le support moral, financier et pour le temps qu'ils m'ont consacré tout au long du projet.

J'aimerais remercier sincèrement tous les techniciens particulièrement Jean-Guy Gagnon qui a su apporter un soutien continu à mon projet. Je ne saurais oublier Serge Plamondon, Stéphane Hébert et tous les amis pour le grand support qu'ils m'ont apporté et qui m'a permis d'atteindre mes objectifs.

Je tiens à remercier Yan Boutin 'Chargé de l'application technologique et informatique' pour son soutien et l'aide très importante qu'il m'a apporté tout au long de la période des expériences.

Mes reconnaissances s'adressent aussi à tous les professeurs et les employées de l'École de technologie supérieure pour leur contribution afin que cette université soit toujours prospère et brillante.

Je remercie le CQRDA (centre québécois de recherche et de développement d'aluminium) pour l'intérêt qu'ils ont manifesté pour cette étude et surtout pour le soutien financier qu'ils m'ont accordé.

J'exprime mes sentiments les plus distingués à ma mère et à toute ma famille. Leurs supports moral et spirituel m'ont été inappréciables.

Finalement, je n'oublie pas d'exprimer mes reconnaissances envers Dieu pour m'avoir donné la volonté et l'inspiration pour ce travail.

TABLE DES MATIÈRES

	Page
SOMMAIRE	i
ABSTRACT	ii
REMERCIEMENTS	iii
TABLE DES MATIÈRES.....	v
LISTE DES FIGURES.....	viii
LISTE DES TABLEAUX.....	xiv
LISTE DES ABRÉVIATIONS ET DES SIGLES	xvi
INTRODUCTION.....	1
CHAPITRE 1 : REVUE DE LA LITTERATURE	5
1.1 Usinabilité des alliages légers	6
1.1.1 Usinabilité des alliages de magnésium.....	6
1.1.2 Usinabilité des alliages d'aluminium	8
1.2 Usinabilité des composites à matrice métallique	9
1.3 Formation du copeau.....	11
1.4 Fabrication de copeaux.....	15
1.5 Forces de coupe.....	16
1.5.1 Effet de l'âme du foret.....	17
1.6 Usinage à haute vitesse.....	20
1.7 Les poussières lors de l'usinage	21
1.8 Conclusion de la bibliographie :.....	23
CHAPITRE 2 : PROCÉDURES ET DISPOSITIF EXPÉRIMENTAL.....	26
2.1 Problématique.....	26
2.2 Procédure expérimentale	27
2.2.1 Essais par la méthode de variation d'un facteur à la fois	27
2.2.2 Usinabilité	27
2.2.3 Études des poussières	28
2.3 Dispositif expérimental	29
2.3.1 Matériaux.....	29
2.3.2 Machines	29
2.3.3 Outils de coupe.....	31
2.3.4 Appareils de mesure	33

CHAPITRE 3 : USINABILITÉ DES ALLIAGES DU MAGNÉSIUM,	
D'ALUMINIUM ET DE COMPOSITES AUX BASSES VITESSES . 34	
3.1	Introduction 34
3.2	Usinabilité des alliages d'aluminium et de magnésium 35
3.2.1	Force normale..... 35
3.2.2	Forme des copeaux et mécanisme de coupe..... 41
3.2.3	Évolution du moment 48
3.2.4	Coefficient de friction..... 50
3.2.5	Angle de cisaillement 53
3.2.6	Mécanisme de formation du copeau..... 55
3.3	Usinabilité des composites à matrice métallique 71
3.3.1	Forces de coupe 74
3.3.2	Coefficient de friction et angle de cisaillement..... 79
3.3.3	Formation des copeaux..... 83
3.3.4	Microstructure 87
3.4	Conclusion..... 91
3.4.1	Alliages de magnésium et d'aluminium 91
3.4.2	Composites à matrice métallique 93
CHAPITRE 4 : USINABILITÉ DES ALLIAGES D'ALUMINIUM ET DES	
COMPOSITES AUX VITESSES MOYENNES 95	
4.1	Introduction 95
4.2	Matériaux..... 98
4.3	Forces de coupe 98
4.4	Coefficient de friction 102
4.5	Formation des copeaux..... 103
4.6	Conclusion..... 109
CHAPITRE 5 : LES AÉROSOLS PRODUITS LORS DE L'USINAGE 110	
5.1	Introduction 110
5.2	Influence des paramètres de coupe..... 112
5.3	Influence de la distance de mesure : perçage fractionné 114
5.4	Analyse microscopique 119
5.5	Influence de l'état du foret et du matériau 119
5.6	Influence de l'âme du foret 122
5.7	Influence des coins extérieurs du foret..... 123
5.8	Influence de la profondeur de coupe 125
5.9	Influence de la température 127
5.10	Discussion et conclusion 128

DISCUSSION	133
CONCLUSION	141
RECOMMANDATIONS	145
ANNEXES :	
1 : Propriétés mécaniques, thermiques et électriques de quelques alliages d'aluminium, de magnésium et de CMMp.....	147
2 : Composition chimiques de quelques alliages d'aluminium et de magnésium.....	151
3 : Diagramme des phases : aluminium - silicium et aluminium - magnésium	153
4 : Montage et appareil utilisés pour mesurer les aérosols.....	156
5 : Types de l'âme du foret	158
BIBLIOGRAPHIE	160

LISTE DES FIGURES

	Page
Figure 1. 1 La durée de vie de l'outil en carbure de tungstène fonction de la vitesse de coupe (Songmene, 1999).....	10
Figure 1. 2 Analyse micrographique pour calculer le degré de segmentation du copeau (Schulz et al., 2001)	13
Figure 1. 3 Photomicrographie d'arrêt rapide et diagramme schématisé de la formation du copeau (Gente et Hoffmeister, 2001)	14
Figure 1. 4 Distribution de volume des particules pour la poussière et la brume (Sutherland et al., 2000)	22
Figure 2. 1 Montage expérimental : mesurer les forces	30
Figure 2. 2 Forme de goujure du foret.....	32
Figure 3. 1 La force normale des alliages d'aluminium et de magnésium en fonction de la vitesse de coupe	35
Figure 3. 2 La force normale des alliages d'aluminium et de magnésium en fonction de l'avance	36
Figure 3. 3 Force normale des alliages d'aluminium et de magnésium en fonction de l'avance avec un foret de 10 mm.....	37
Figure 3. 4 Évolution schématisée de la force en fonction de la température dans la zone de coupe	38
Figure 3. 5 Représentation du domaine de chute de la force normale ΔF_n en fonction de l'avance lors du perçage de 6061-T6.....	39
Figure 3. 6 Chute de la force normale ΔF_n en fonction de l'avance de coupe pour l'alliage d'aluminium 6061-T6	40
Figure 3. 7 Effet de la vitesse d'avance et du diamètre du foret sur la force	

normale pour les alliages d'aluminium	41
Figure 3. 8 Longueur de copeaux des alliages d'aluminium et de magnésium en fonction de l'avance de coupe	42
Figure 3. 9 Longueur de copeaux des alliages d'aluminium et de magnésium en fonction de la vitesse de coupe	42
Figure 3. 10 L'épaisseur des copeaux des alliages de magnésium et d'aluminium en fonction de l'avance de coupe	43
Figure 3. 11 L'épaisseur de copeaux des alliages d'aluminium et de magnésium en fonction de la vitesse de coupe	44
Figure 3. 12 Formation d'un copeau fragile	47
Figure 3. 13 Le moment pour les alliages d'aluminium et de magnésium en fonction de la vitesse de coupe	48
Figure 3. 14 Moment des alliages d'aluminium et de magnésium en fonction de l'avance de coupe	49
Figure 3. 15 Moment des alliages d'aluminium et de magnésium en fonction de l'avance avec un foret de 10 mm	49
Figure 3. 16 Rapport des coefficients de friction des alliages comparé à l'alliage de fonderie A356 et en fonction de la vitesse de coupe	51
Figure 3. 17 Rapport des coefficients de friction des alliages comparé à l'alliage de fonderie A356 et en fonction de l'avance	52
Figure 3. 18 Angle de cisaillement des alliages d'aluminium et de magnésium en fonction de l'avance de coupe avec un foret de 4 mm	53
Figure 3. 19 Angle de cisaillement des alliages d'aluminium et de magnésium en fonction de l'avance de coupe avec un foret de 10 mm	54
Figure 3. 20 Représentation schématique de l'angle de cisaillement pour le magnésium	55
Figure 3. 21 Mécanisme de coupe interrompue et de formation des fissures	57
Figure 3. 22 Coupe interrompue : microstructure et fissuration d'alliage 6061-T6	59
Figure 3. 23 Mode de déformation du copeau d'alliage A356 (x = 200)	60

Figure 3. 24	Coupe interrompue d'alliage d'aluminium A356.....	61
Figure 3. 25	Copeaux et microstructure d'alliage d'aluminium A356.....	62
Figure 3. 26	Coupe interrompue et copeau d'alliage du magnésium AZ91E.....	64
Figure 3. 27	Microstructure d'alliage de magnésium AZ91E (x = 500).....	64
Figure 3. 28	Microstructure d'alliage du magnésium AZ91E.....	65
Figure 3. 29	Cisaillement d'un copeau d'alliage du magnésium AZ91E.....	66
Figure 3. 30	Microstructure d'un copeau d'alliage du magnésium AZ91E.....	67
Figure 3. 31	Coupe interrompue d'alliage du magnésium AZ31.....	67
Figure 3. 32	Microstructure d'alliage du magnésium AZ31.....	69
Figure 3. 33	Microstructure d'un copeau d'alliage du magnésium AZ31.....	70
Figure 3. 34	Force normale en perçage des alliages de composite et d'un alliage d'aluminium de matrice (A356) en fonction de la vitesse.....	74
Figure 3. 35	Force normale en perçage des alliages de composite et d'un alliage d'aluminium de matrice (A356) en fonction de l'avance.....	75
Figure 3. 36	Moment en perçage des alliages d'aluminium et de composites en fonction de l'avance.....	78
Figure 3. 37	Moment en perçage des alliages d'aluminium et de composites en fonction de la vitesse de coupe de coupe.....	78
Figure 3. 38	Coefficient de friction de l'alliage d'aluminium et de composites en fonction de l'avance.....	80
Figure 3. 39	Angle de cisaillement des alliages de en fonction de l'avance de coupe ..	82
Figure 3. 40	Représentation des copeaux de composites et d'alliage d'aluminium (A356).....	83
Figure 3. 41	Représentation de formation du copeau par une coupe interrompue.....	84
Figure 3. 42	Épaisseur des copeaux de composites et d'aluminium en fonction de l'avance.....	85
Figure 3. 43	Longueur des copeaux d'aluminium et de composites en fonction de l'avance.....	85
Figure 3. 44	Mécanisme de coupe orthogonale.....	87

Figure 3. 45	microstructure des sections du composite GrA-Ni 10S-4G.....	88
Figure 3. 46	Microstructure des sections du composite GrA-Ni 6S 2.5G en haut du lingot.....	89
Figure 3. 47	Microstructure des sections du composite GrA-Ni 6S 2.5G en bas du lingot.....	89
Figure 3. 48	Microstructure des sections du composite GrA-Ni 5A-4G.....	90
Figure 3. 49	Microstructure du composite de GrA-Ni 10S-4G (270x).....	91
Figure 4. 1	Répartition de l'évacuation de la chaleur en fonction de la vitesse de coupe.....	96
Figure 4. 2	Force normale en fonction de la vitesse de coupe.	96
Figure 4. 3	Force de coupe en perçage des alliages d'aluminium et de composites en fonction de la vitesse de coupe.	99
Figure 4. 4	Force de coupe en perçage des alliages d'aluminium et de composites en fonction de l'avance pour une vitesse moyenne de 37.68 m/min.....	100
Figure 4. 5	Moment en fonction de la vitesse de coupe en perçage des alliages d'aluminium et des composites.	101
Figure 4. 6	Moment en fonction de l'avance en perçage des alliages d'aluminium et des composites.....	101
Figure 4. 7	Coefficient de friction des alliages d'aluminium et des composites en fonction de l'avance de coupe.	102
Figure 4. 8	Longueur des copeaux des alliages d'aluminium et des composites en fonction de la vitesse de coupe.	103
Figure 4. 9	Longueur des copeaux d'alliages d'aluminium (A356) et de composites en fonction de la vitesse de coupe.	104
Figure 4. 10	Épaisseur des copeaux des alliages d'aluminium et des composites en fonction de la vitesse de coupe.	105
Figure 4. 11	Microstructure des copeaux d'alliage d'aluminium A356.....	105
Figure 4. 12	Mécanisme de formation du copeau.	106

Figure 4. 13	Copeaux des alliages GrA-Ni.	107
Figure 4. 14	Copeau et microstructure du Duralcan.....	107
Figure 4. 15	L'usure de l'outil de coupe après le perçage du Duralcan (diamètre du foret : 4mm).....	108
Figure 4. 16	Copeau en cours de formation.	109
Figure 5. 1	Concentration des particules en fonction de la vitesse de coupe pour l'alliage d'aluminium A356 et le composite GrA-Ni 5A-4G.	112
Figure 5. 2	Concentration des particules en fonction de l'avance de coupe pour l'alliage d'aluminium A356 et le composite GrA-Ni 5A-4G.	112
Figure 5. 3	Concentration des particules de graphite en fonction de la vitesse de coupe.....	113
Figure 5. 4	Concentration des particules de graphite en fonction de l'avance.....	113
Figure 5. 5	Concentration des aérosols de plusieurs alliages ductiles et fragiles en fonction des vitesses de coupe moyennes.....	114
Figure 5. 6	Représentation du principe d'attaque.....	115
Figure 5. 7	Concentration des particules de graphite en fonction de la profondeur de coupe pour une distance de 20 cm du point d'acquisition.....	115
Figure 5. 8	Concentration des particules de graphite en fonction de la rofondeur de coupe pour une distance de 3 cm du point d'acquisition.....	116
Figure 5. 9	Concentration des particules d'alliage d'aluminium A356 en fonction de la profondeur de coupe pour une distance de 3 cm du point d'acquisition.	116
Figure 5. 10	Concentration des particules de graphite en fonction de la profondeur de coupe à vitesse moyenne de 75.36 m/min.	117
Figure 5. 11	Concentration des particules de A356 en fonction de la profondeur de coupe à vitesse moyenne de 75.36 m/min.	117
Figure 5. 12	Photos des particules du graphite.....	118

Figure 5. 13	Des poussières attachées aux copeaux des alliages d'aluminium et du magnésium.....	119
Figure 5. 14	Concentration des particules de 6061-T6, A356 et du laiton en fonction de la profondeur de coupe pour un foret de 10 mm affûté.....	120
Figure 5. 15	Concentration des particules de 6061-T6, A356 et du laiton en fonction de la profondeur de coupe pour un foret de 10 mm usé.....	120
Figure 5. 16	Concentration des particules d'alliage du magnésium AZ91E en fonction de la profondeur de coupe avec un foret affûté.....	121
Figure 5. 17	Concentration des particules d'alliages d'aluminium avec un pré trou de 2 mm du diamètre.	122
Figure 5. 18	représentation des coins extérieures de l'arête de coupe.	123
Figure 5. 19	Concentration des particules d'alliage A356 et du laiton en fonction de la profondeur de coupe avec pré-trou de 8 mm du diamètre.	123
Figure 5. 20	Représentation du pré-trou effectué avec la fraiseuse.	124
Figure 5. 21	Concentration des particules en fonction de la profondeur de coupe avec un pré-trou à fond plat.....	125
Figure 5. 22	Concentration des aérosols pour plusieurs alliages avant et après le refroidissement de la pièce.	127
Figure 5. 23	Concentration des aérosols de l'alliage d'aluminium A356 en fonction de la température de la pièce.	127
Figure 5. 24	Représentation de la concentration en fonction du temps.....	128
Figure 5. 25	La vibration en fonction de la profondeur pour un perçage sans pré-trou Hiromichi Onikura et al. (1989).....	130
Figure 6. 1	Force normale en fonction de l'avance en perçage des alliages ductiles et fragiles.	134
Figure 6. 2	Moment en fonction de l'avance en perçage des alliages ductiles et fragiles.	135
Figure 6. 3	Représentation de la zone de coupe pour un copeau fragile et un autre ductile	136

Figure A. 1	Diagramme de phase d'aluminium-silicium [46]	154
Figure A. 2	Diagramme de phase d'aluminium – magnésium[46]	155
Figure A. 3	Montage expérimentale pour l'étude de poussière.....	158
Figure A. 4	Appareil DustTrak aérosol.	158
Figure A. 5	Deux types différents de l'âme du foret.....	159

LISTE DES TABLEAUX

Page

Tableau I	Caractéristiques et rigidités spécifiques d'aluminium et de magnésium (J.M.Dorlot, J.P.Bailon, J.Masounave, 1998).....	5
Tableau II	Caractéristique de la perceuse à colonne	30
Tableau III	Caractéristiques de la machine Enshu	31
Tableau IV	Caractéristique des outils de coupe.	32
Tableau V	Caractéristiques des particules de renforts	71
Tableau VI	Composition des alliages de composites	73
Tableau VII	Influence de l'âme du foret sur la force de coupe et la longueur du copeau.....	139
Tableau VIII	Influence de l'âme du foret su le moment.	139
Tableau IX	Propriétés mécaniques de quelques alliages d'aluminium et du magnésium [3, 5].....	148
Tableau X	Propriétés thermiques et électriques des alliages d'aluminium et du magnésium [3, 5].....	149
Tableau XI	Propriétés mécaniques de CMMp	150
Tableau XII	Composition chimiques de quelques alliages d'aluminium et de magnésium [3].....	152

LISTE DES ABRÉVIATIONS ET DES SIGLES

F_n	Force normale, N
F_t	Force tangentielle, N
F_c	Force de coupe, N
F_p	Force de l'arête principale de coupe, N
F_a	Force générée par l'âme du foret, N
F_{cis}	Force générée par la cisaillement, N
F_f	Force générée par le frottement entre l'outil et le copeau, N
F_{fis}	Force générée par la formation de fissures, N
M	Moment, N.m
f	Avance, mm/rév
V_c	Vitesse de coupe, tour/min
V	Vitesse de copeau, m/min
D	Diamètre du foret, mm
c	Diamètre de l'âme du foret, mm
φ	Angle de cisaillement, deg
α	Angle de coupe, deg
μ_c	Coefficient de friction du composite
μ_{AL}	Coefficient de friction d'alliage d'aluminium
f_{AP}	Fraction de zone des particules, %V
μ_p	Coefficient de friction des particules
f_{Vp}	Fraction de volume des particules, m ³
A	Constate
B	Constante
C	Constante
k	Constante.
a	Caractéristique de la matrice

b	Caractéristique de l'usure
V_b	Usure de l'outil, mm
H_B	Dureté Brinell, kg. Mm ⁻²
K_f	Coefficient pour la force normale
K_m	Coefficient pour le moment
U	Énergie de coupe, W
V_m	Volume de matière enlevé, mm ³
C_u	Constante universelle de l'usinage indépendant du matériau
T	Température macroscopique de la pièce, °C
T_{su}	Température du solidus sous usinage du matériau, °C
L	Longueur du copeau, mm
E_p	Épaisseur du copeau, mm
x	Longueur de contact élémentaire, mm
prof	Profondeur de coupe, mm
ΔF_n	Chute de la force normale, N
m	Masse du copeau, g
C_t	Capacité thermique, J/mol·K
$\Delta\theta$	Élévation de température, deg
Q	Quantité de la chaleur, cal
m	Masse, g
ρ	Masse volumique, g/cm ³
CMMp	Composite à matrice métallique
Si	Silicium
SiC	Carbure de silicium
Gr	Graphite
Al	Aluminium
A	Alumine
Mg	Magnésium
Mn	Manganèse

Fe	Fer
Cu	Cuivre
Zn	Zinc
Ni	Nickel
AlNi	Nitruire d'aluminium

INTRODUCTION

Les alliages légers comme l'aluminium (A356, 6061-T6), le magnésium (AZ31, AZ91E) et les composites à matrice métallique (10S-4G, 6S-2.5G, 5A-4G) sont de plus en plus répandus dans l'industrie. Certains d'entre eux comme les composites posent des problèmes d'usinabilité liés à l'usure des outils. Les composites à matrice métallique possèdent une très forte résistance à l'usure et une usinabilité médiocre. Les particules de renfort usent très vite les outils de coupe. L'usinabilité de ces matériaux joue donc un rôle déterminant dans les coûts de fabrication.

Afin de pouvoir établir une comparaison éclairée entre ces métaux, il faut connaître nombreuses propriétés, dont l'usinabilité. Les contraintes qui s'exercent sur la mise en forme avec production de copeaux sont de plus en plus importantes. En particulier, les contraintes environnementales deviennent de plus en plus pressantes et tendent à imposer l'usinage à sec, avec la production de petits copeaux et peu ou pas de poussières produites. L'usinage à sec devient donc d'actualité.

En retirant le liquide lubrifiant des opérations de fabrication, la qualité d'air va augmenter parce que la brume créée du processus d'usinage sera éliminée, et les poussières seront diminuées d'une façon remarquable ce qui entraîne une importante amélioration pour l'environnement et la santé d'opérateur.

L'usinage à sec réduira non seulement la quantité de liquide réfrigérant employée pour produire une pièce, mais également éliminera le besoin de systèmes de livraison et de collection de liquide réfrigérant sur les machines. Ceci enlève une grande partie des machines de support nécessaires dans l'usinage, de manière significative réduisant l'investissement de capital d'équipement et les coûts d'entretien.

Les facteurs importants lors du choix de l'aluminium (Al) et ses alliages sont leurs poids léger, la résistance à la corrosion par beaucoup de produits chimiques, la haute

conductivité thermique et électrique, la non-toxicité, la réflectivité, et la facilité de formage et d'usinage.

La principale utilisation de l'aluminium et ses alliages, par ordre de consommation décroissant, est les récipients, les emballages (aluminium bidon et clinquant), les bâtiments et autre type de construction, le transport (avions et applications aérospatiales, bus, automobiles, chemins de fer, voitures et métier marin), les conducteur électrique et les outils portatifs.

Le magnésium (Mg) est le métal d'ingénierie le plus léger disponible et a également des caractéristiques de vibration atténuantes bonnes. Ses alliages sont utilisés dans des applications structurales et non structurales où le poids est d'importance primaire. Le magnésium est également un élément d'alliage dans divers métaux non ferreux. Le magnésium est souvent choisi en raison de son poids léger, mais son excellente usinabilité est un avantage valable surtout pour un grand volume de production. Moins de puissance est exigée pour usiner le magnésium que pour n'importe quel autre métal généralement usiné.

Le perçage de magnésium a surtout été étudié au Japon. La majorité de leurs travaux avaient deux buts : i) l'usinage ii) l'utilisation des copeaux comme matière première servant à la fabrication des pièces massives sans passer par l'état liquide (Sekihara, 1995; Lee, 1995; Mabuchi,1993). Les copeaux sont compactés à chaud, frittés et extrudés pour obtenir une pièce dense et solide de bonne qualité (Nakanishi, et al.,1998). L'extrusion améliore sensiblement la ductilité en homogénéisant la microstructure et fermant les pores. Dans le cas des CMMp, les propriétés mécaniques sont notablement améliorées par l'extrusion. Dans le cas des alliages de magnésium où la mise en forme est plus problématique, une technologie basée sur la production et la récupération des copeaux peut être envisagée. En fait, tout procédé de mise en forme qui évite le passage à l'état liquide présente un intérêt évident.

Du point de vue de la production, la forme et la taille des copeaux produits lors de l'usinage sont d'une importance majeure. En effet, comme le soulignaient Jawahir et van Luttervelt (1993), une forme de copeau non appropriée peut causer de nombreux torts incluant :

- Blessier les opérateurs des machines-outils.
- Détériorer le fini de surface de la pièce produite
- Briser l'outil de coupe
- S'enchevêtrer sur l'outil des machines et causer des dommages.

Le but de ce travail est de préciser les conditions d'usinage par perçage conventionnel avec des outils simples, en aciers rapides, de comparer l'usinabilité des alliages de magnésium et de composites à matrice métallique (CMMp) avec celui de l'aluminium, de préciser l'influence du type de particule sur l'usinabilité de CMMp, d'étudier les microstructures, le mécanisme de formation des copeaux de ces matériaux et de préciser les principes, les paramètres et les conditions de coupe qui influent sur la concentration dans l'air des aérosols produits lors du perçage.

Le présent travail est organisé comme suit :

Chapitre 1. Revue de littérature

Dans ce chapitre on parlera des travaux qui sont déjà fait sur ce sujet et situera ses travaux par rapport à ceux que nous voulons faire.

Chapitre 2. Problématique et dispositif expérimental

Dans ce chapitre on va poser le travail qu'on voudrait faire et les procédures expérimentales qui seront suivies pour atteindre notre objectif.

Chapitre 3. Usinabilité des alliages de magnésium, d'aluminium et des composites aux basses vitesses

Dans ce chapitre seront montrés et analysés les résultats de forces de coupe, les microstructures et le mécanisme de formation des copeaux avec des conditions de coupe différentes pour tous les alliages étudiés, en plus on va étudier l'influence des particules de renfort avec la variation des paramètres de coupe sur l'usinabilité et sur le mode de formation des copeaux de CMMp.

Chapitre 4. Usinabilité des alliages d'aluminium et des composites aux hautes vitesses

Dans ce chapitre on va étudier aux hautes vitesses (allant jusqu'à 150 m/min) l'influence des particules de renfort, le comportement des forces de coupe des alliages d'aluminium et de CMMp et le mécanisme de formation des copeaux.

Chapitre 5. Les aérosols produits lors de l'usinage

Dans ce chapitre on va étudier l'influence des paramètres de coupe sur la concentration des aérosols produits lors de l'usinage pour différents matériaux (alliages d'aluminium, de magnésium, laiton, composites et graphite). On va aussi analyser les principes et les conditions de formation des aérosols, l'influence de l'âme du foret, des arêtes de coupe, de l'état du foret et de la température sur la formation des aérosols lors du perçage.

CHAPITRE 1

REVUE DE LA LITTERATURE

Dans ce chapitre on va exposer et analyser les revues techniques et les études scientifiques récentes concernant l'usinabilité, les forces, les poussières et le mode de formation des copeaux des alliages légers (les alliages d'aluminium de fonderie A356 et de corroyage 6061-T6, les alliages du magnésium de fonderie AZ31 et AZ91E et les composites à matrice métallique CMMp : GrA-Ni 10S-4G, GrA-Ni 6S-2.5G, GrA-Ni 5A-4G).

Dans ce projet, des essais de perçage à sec sont réalisés sur les aluminiums, les magnésiums et les CMMp. Les forces de coupe et la formation des copeaux nous permettront de préciser l'usinabilité de ces matériaux.

Le tableau I montre quelques propriétés et caractéristiques de l'aluminium et de magnésium. Le détail de l'ensemble des propriétés mécaniques, thermiques et électriques est présenté à l'annexe 1.

Tableau I

Caractéristiques et rigidités spécifiques d'aluminium
et de magnésium (J.M.Dorlot, J.P.Bailon, J.Masounave, 1998)

Matériau	Masse volumique (t/m ³)	Module d'Young (Gpa)	Rigidité spécifique	Température de fusion θ_f (°C)	Coefficient de dilatation linéique α (10 ⁻⁶ .°C ⁻¹)
Aluminium	2.7	71	26.3	660	23.6
Magnésium	1.74	42	24.1	649	25.2

1.1 Usinabilité des alliages légers

1.1.1 Usinabilité des alliages de magnésium

Le magnésium avec une densité d'alliage nominale de 1,7 à 1,8 g/cm³, est considéré comme le métal structural le plus léger. Il est également un des métaux les plus faciles à usiner.

Le risque pendant l'usinage de magnésium à sec est sa réactivité élevée. Si le point de fusion (de l'ordre de 600°C) est atteint, les petits copeaux de magnésium peuvent déclencher des incendies (Tönshoff et Winkler, 1997).

Les basses forces de coupe et la conductivité thermique élevée du métal ont comme conséquence la dissipation rapide de la chaleur ce qui entraîne une vie de l'outil augmentée. Et donc un coût de fabrication réduit.

En raison de la chaleur spécifique élevée et de la bonne conductivité thermique du magnésium, la chaleur de friction est rapidement répandue dans la pièce entière (ASM, v16, 1999, p.820). En conséquence, la température développée en usinant le magnésium est habituellement basse.

Le coefficient moyen de dilatation thermique à la température ambiante de 68 °C à 392 °C varie de 26,6 à 27,4 µm/m/°C, selon l'alliage de magnésium (ASM, v16, 1999, p.820). Le coefficient de dilatation thermique du magnésium est légèrement plus haut que celui de l'aluminium (18 à 25 µm/m.K).

- **Outils de coupe**

Les outils de coupe revêtus sont largement répandus pour réduire le frottement dans le contact d'outil-pièce et pour offrir la possibilité d'éviter les lubrifiants dans le processus

d'usinage. Un revêtement de nitrure de titanium (TiN) est généralement appliqué pour améliorer la résistance à l'usure des outils en acier rapide et des outils en carbure contre l'abrasion aussi bien que l'adhérence. Les outils de coupe en diamant poly cristallins (PCD) offrent l'avantage d'une dureté supérieure, d'une conductivité thermique élevée, d'une bonne acuité du tranchant et d'un bas coefficient de frottement contre la plupart des matériaux. De plus, en raison de sa conductivité thermique élevée, le PCD peut réduire la température dans le contact d'outil-pièce.

La sélection d'un matériel d'outil pour l'usinage de magnésium dépend de la quantité d'usinage à faire. Pour la haute production, les outils en carbure sont habituellement préférés parce qu'ils durent plus longtemps. Les outils en diamant ne sont habituellement pas nécessaires lors de l'usinage de magnésium, bien qu'ils aient été utilisés avec succès pour des coupes fines de 3 à 5 μm ou lors de l'usinage des composites à matrice de magnésium (ASM, v16, 1999, p.821).

La force de coupe est très affectée par les angles de coupe. Diminuer l'angle d'attaque d'un outil de 25 à 15° peut augmenter la force de coupe de 50%. Une augmentation de l'angle de coupe diminue la force de coupe, mais au sacrifice de la vie d'outil (ASM, v16, 1999, p.821).

En étudiant l'influence du revêtement de l'outil sur l'usinage du magnésium d'alliage AZ91 en tournage, Tönshoff et Winkler (1997) ont trouvé qu'en comparaison aux outils non revêtus et aux outils de carbure cimenté revêtus par TiN, les outils de coupe revêtus de PCD montrent un comportement supérieur en usinant le magnésium à sec. Aucune adhérence de magnésium sur le flanc n'a été observée même aux vitesses de coupe élevées $V_c > 900$ m/min.

1.1.2 Usinabilité des alliages d'aluminium

Les alliages d'aluminium peuvent être usinés rapidement et économiquement. Les alliages qui contiennent plus de 10% de silicium sont les plus difficiles à usiner parce que les particules dures de silicium causent une usure rapide d'outil.

D'une façon générale, les alliages d'aluminium sont plus faciles à usiner que l'aluminium pur. M. Beaudoin (2001) a montré que l'aluminium pur (Al 1050) subit une fusion locale à la tête de l'arête de coupe lors du perçage à vitesse modérée.

- **Conditions de coupe**

La puissance requise pour l'usinage est proportionnelle à la vitesse et à la force de coupe. La puissance requise pour l'usinage de l'aluminium diminue avec l'augmentation de l'angle de coupe d'outil. (ASM, v16, 1999, p. 765).

La vitesse de coupe pour les alliages d'aluminium est déterminée par les limites des outils et par la pièce. Lorsque la vitesse de coupe est augmentée de 30 à 60 m/min, la probabilité de former une arête rapportée sur l'outil est réduite, la rupture des copeaux plus facile, et la finition de surface est améliorée. La probabilité de former une arête rapportée diminue avec la fragilité des copeaux. (ASM, v16, 1999, p. 765).

L'avance dépend de la finition désirée, de la force, de la rigidité de la pièce et de la machine. Les coupes de finition exigent une avance légère de 0,05 à 0,15 mm/rév, les coupes rugueuses peuvent utiliser une avance de 0,006 à 0,080 mm/rév (ASM, v16, 1999, p. 765).

- **Outils de coupe**

Les outils de carbure sont particulièrement utiles pour usiner les alliages à haute teneur

en silicium. Certains spécialistes en carbure recommandent des carbures à grain fins pour l'aluminium parce qu'un bord plus vif peut être produit et parce que tout ébrèchement du bord est petit et a donc un plus léger effet sur l'acuité. (ASM, v16, 1999, p. 767).

Les outils en diamant sont utilisés seulement pour des usinages exigeant une finition de surface particulièrement élevée, en particulier pour les alliages à haute teneur en silicium. Les outils de coupe en diamant monocristallin ont été longtemps utilisés pour produire des finitions très fines de l'ordre de 0,125 μm . Les principaux avantages du diamant monocristallin pour l'usinage de l'aluminium se résument par la capacité de prendre un bord extrêmement fin, une dureté et une résistance à l'usure plus élevée. De plus, le coefficient de frottement extrêmement bas diminue la tendance à l'adhérence.

1.2 Usinabilité des composites à matrice métallique

Une des difficultés des composites à matrice métallique se trouve dans l'usinabilité. Généralement, les particules de renfort sont abrasives et donc difficiles à usiner. En perçage par exemple, les outils en acier rapide (HSS) s'usent très rapidement tandis que les outils en carbure, en NCB (nitrure de bore cubique) ou en PCD (polycristallin de diamant) durent plus longtemps.

En étudiant l'usinabilité des composites à matrice métallique (GrA-Ni 5A.4G, GrA-Ni 10S.4G, GrA-Ni 6S.2.5G et Al-9Si.20SiC, avec une matrice d'aluminium), (Songmene et Balazinski, 1999), ont montré que l'augmentation de la densité des particules dures, entraîne l'usure abrasive des outils de coupe. Ceci explique pourquoi les outils qui coupent le composite d'aluminium contenant 20 vol% de carbure de silicium (SiC) usent plus vite que ceux qui coupent des composites contenant 6 vol% de SiC. Le composite GrA-Ni 5A.4G a montré le plus bas taux d'usure en comparaison à tous les autres composites. Plus la teneur des particules dures (SiC) est élevée, plus le taux d'usure est

haut et plus l'usinabilité est faible. D'autre part, plus la teneur en graphite est élevée, plus l'usinabilité est bonne puisque le graphite lubrifie la coupe.

Songmene et Balazinski (1999) mentionnent que les particules en céramique dans la matrice d'aluminium améliorent ses propriétés de résistance à l'usure [1,5,25], mais causent également une forte usure abrasive de l'outil de coupe [7,12,34,37,40]. Ceci a comme conséquence une vie faible des outils et la qualité inconsistante de la pièce [6,37] ce qui limite ainsi l'utilisation de CMMp pour beaucoup d'applications. Habituellement, la vie d'outil pour des outils en carbure de tungstène n'a pas excédé 5 minutes [7,37,40]. Seulement les outils en diamant (poly cristallins et carbures revêtus de diamant) sont suffisamment durs pour usiner les composites à matrice métallique renforcés par SiC, mais ils sont très chers et ne sont pas toujours disponibles dans différentes géométries [37].

Songmene et Balazinski (1999) trouvent aussi que tous ces composites présentent un exposant de Taylor élevé ($0,69 < n < 0,95$) qui dénote une faible influence des vitesses de coupe sur la vie d'outil (Figure 1.1) .

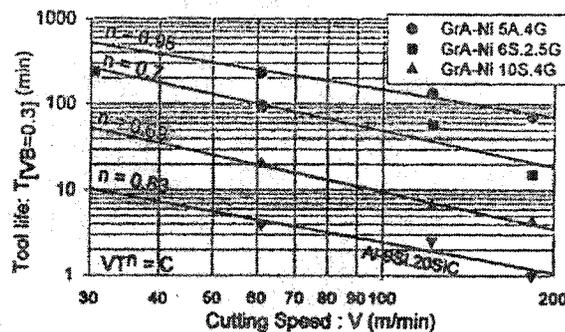


Figure 1. 1 La durée de vie de l'outil en carbure du tungstène en fonction de la vitesse de coupe (Songmene, 1999).

- **Propriétés tribologiques des composites à matrice métallique**

La présence du carbure de silicium en plus des particules de graphite dans les alliages d'aluminium augmente le coefficient de frottement par rapport à ceux contenant seulement des particules de graphite. L'effet bénéfique de la dispersion de particules de graphite qui agit comme un lubrifiant solide dans les alliages d'aluminium silicium a été démontré par plusieurs investigateurs (Rohatgi et al., 1990,1992). Cependant Mortensen, A. (cité par Rohatgi et Narendranath, 1993) montre que la dispersion seulement des particules molles dans la matrice d'aluminium peut avoir comme conséquence une réduction indésirable d'une partie des propriétés mécaniques.

La dispersion combinée des particules dures et molles dans la matrice d'alliages d'aluminium peut donc avoir comme conséquence une amélioration tribologique globale et des propriétés mécaniques élevées.

1.3 Formation du copeau

Matsuzawa et al. (1992) ont étudié le mécanisme de formation du copeau et les forces de coupe lors du tournage de l'alliage de magnésium contenant du lithium (Mg-Li-Al). Ils ont trouvé que le copeau est de type cisailé pour l'alliage à 5% Li et plutôt continu lorsque le pourcentage du lithium est 16%. Ils ont aussi remarqué que l'angle de cisaillement décroissait avec le pourcentage croissant de lithium ce qui souligne le même phénomène : l'augmentation du pourcentage de lithium diminue le frottement et par conséquent augmente la longueur du copeau.

La formation de copeaux pendant l'usinage dépend d'un certain nombre de variables de coupe, en particulier de l'angle de coupe et de la profondeur de coupe. Une excellente description de la formation continue de copeau par opposition à la production de copeaux segmentés en fonction de l'angle de coupe et la profondeur de coupe a été présentée par Palmer et Riad (Lee, D., 1985). Ces auteurs ont démontré que le copeau

continu devient partiellement discontinu et complètement discontinu en diminuant l'angle de coupe de 30 degrés à -10 degrés.

En étudiant l'effet de la vitesse de coupe sur la formation du copeau pendant l'usinage orthogonal, Lee (1985) a montré en usinant l'alliage de l'aluminium 6061-T6 que les copeaux obtenus avec une vitesse de coupe élevée (130 m/min) étaient plus lisses et plus continus que ceux obtenus avec une vitesse de coupe basse (2 m/min).

Des études de l'usinage ont été faites sur un aluminium avec différents traitements thermiques. Ces études confirment que la précipitation durcissante est la clé du changement des copeaux de continus à segmentés et pas seulement les paramètres de coupe, (Schulz et al., 2001).

Pour ce qui est de la formation du copeau, Schulz et al. (2001), ont étudié l'alliage d'aluminium AlZnMgCu 1.5 en condition vieillie, sous vieillie et sur vieillie. Ils ont montré que pour le matériau sous-vieilli, la segmentation se produit pour toutes les vitesses de coupe $V_c = 1000$ m/min. Le degré de segmentation augmente avec une vitesse constante jusqu'à 7000 m/min. En revanche, les microstructures vieilles ont montré un degré de segmentation presque constant pour les vitesses de coupe de 0 à 7000 m/min. Schulz et al., concluent que la formation continue ou segmentée des copeaux est déterminée par les propriétés microstructurales du matériau, tandis que les paramètres d'usinage tels que la vitesse et l'avance de coupe déterminent seulement le degré de segmentation. Un matériau sous vieilli conduit à la formation de copeaux segmentés, tandis que les copeaux continus sont obtenus avec le matériau sur vieilli.

Le processus de la segmentation de copeau était caractérisé par le degré de segmentation défini comme :

$$G_s = (h_1 - h_2) / h_1 \quad (\text{Figure 1.2}) \quad (1.1)$$



Figure 1. 2 Analyse micrographique pour calculer la degré de segmentation du copeau (Schulz et al., 2001).

Il a été trouvé aussi par Schulz et al. (2001) que pendant le perçage de matériau vieilli, la formation du copeau n'est pas uniforme.

Lemaire et Backofen (1972), ont observé une soudaine diminution de la force de coupe lors de la segmentation du copeau. Ils ont justifié leur résultat par le volume réduit des bandes de cisaillement.

Par contre, Klocke et Zinkann (Schulz et al., 2001) trouvent que la formation et la transition des copeaux de continu à segmenté est responsable de la réduction des forces de coupe.

Il est largement connu que le taux de compression de copeau est donné par :

$$r = \frac{V}{V_c} = \frac{f}{E_p} = \frac{\sin\varphi}{\cos(\varphi-\alpha)}, \quad (\text{Figure 1.3}) \quad (1.2)$$

Avec

φ : Angle de cisaillement (°)

α : Angle de coupe (°)

f : avance de coupe (mm/rev)

- E_p : Épaisseur du copeau (mm)
 V : Vitesse de copeau (m/min)
 V_c : Vitesse de coupe (tour/min)

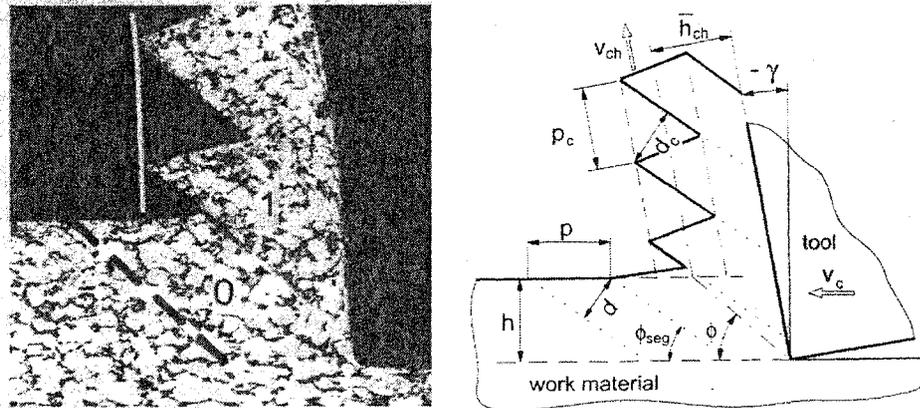


Figure 1.3 Photomicrographie d'arrêt rapide et diagramme schématique de la formation du copeau (Gente et Hoffmeister, 2001)

Les copeaux élémentaires peuvent être complètement ou partiellement petits et définis. Lorsqu'ils ne sont pas complètement définis, l'observation de leur face externe opposée à celle qui a frotté sur l'outil montre des formes en dents de scie, d'où l'appellation de copeaux en dents de scie tels que décrit par Nakayama (1974). Ce type de copeau est caractéristique de l'usinage des matériaux fragiles aux hautes avances et vitesses de coupe.

Selon Vyas et Shaw (1997), deux théories sont utilisées pour expliquer le mode de formation des copeaux en dents de scie :

1. La théorie thermique selon laquelle dès qu'une bande de cisaillement est initiée, elle continue de se déformer ou de progresser à cause du ramollissement thermique de la pièce pourvu qu'il n'y ait pas suffisamment de temps et de

conductivité thermique pour dissiper l'énergie générée dans cette bande de cisaillement.

2. La seconde est celle de la génération des fissures périodiques dites de cisaillement. Selon cette théorie, les premières fissures se développent sur la surface libre de la pièce et progressent vers la zone principale de coupe en suivant le plan de cisaillement, des bandes de cisaillement concentrées pouvant se développer ou non par la suite.

1.4 Production de copeaux

Des auteurs à l'instar de Lee et al. (1995) ont étudié en détail la fabrication des pièces extrudées à partir de copeau de magnésium. Les copeaux pressés à froid sont extrudés à chaud à 300°C avec une vitesse de 130 mm/min et un rapport d'extrusion de 10 à 40. La microstructure des pièces obtenue à partir de ces copeaux est très comparable à celles des fabriqués par les méthodes conventionnelles en lingot.

Mabuchi et al., (1993) trouvent des résultats comparables après frittage ou extrusion. Le frittage a été effectué à 370°C et 100 MPa dans l'air. Ces auteurs soulignent qu'un comportement superplastique a été observé après extrusion au delà de 300°C pour de basses vitesses de déformation. Plusieurs expériences du même type (fabrication de produit fini à partir de copeaux) montrent que les propriétés obtenues sont bonnes (Nakanishi, et al.,1998).

Une extrusion à haute température augmente les propriétés par rapport au matériau fabriqué en lingot. Il faut souligner que la recristallisation dynamique occupe une place importante pour expliquer les excellentes propriétés des matériaux fabriqués à partir des copeaux. Les propriétés mécaniques du matériau fabriqué à partir des copeaux sont meilleures dans le cas d'extrusion à chaud et moins bonne pour les extrusions à froid.

1.5 Forces de coupe

Il existe plusieurs paramètres qui influencent les forces de coupe pendant l'usinage parmi lesquelles : l'avance de coupe, la profondeur de coupe, la géométrie et l'enduit de l'outil. La vitesse de rotation ou la lubrification n'influencent pas notablement les efforts de coupe. La force normale est fonction du diamètre et de l'âme du foret. La force tangentielle est surtout fonction du volume instantané de diamètre enlevé.

L'adhésion du matériau sur l'outil de coupe mène à une arête de coupe accrue et à une augmentation des forces de coupe.

L'effet de l'usure d'outil sur les forces de coupe pour les composites à matrice métallique (CMMp) a été étudié par J. Masounave et al., (1994). Ces auteurs ont trouvé que quand l'usure V_b de l'outil devient significative, le couple varie linéairement avec V_b et avec $f^{0.8}$ mais aucune relation empirique avec des paramètres physiquement significatifs n'existe pour adapter les données de la force. Le moment et la force normale augmentent avec l'avance, mais ils sont indépendants de la vitesse de coupe tant que le mécanisme de coupe ne change pas. Essentiellement tant qu'il n'y a pas de formation d'une arête rapportée et d'un copeau long qui frotte sur l'hélice.

Ces auteurs ont montré aussi qu'en usinant les (CMMp) la force normale dépend surtout de la matrice et peu des particules.

Shaw et Oxford (1957) montrent que si (c/D) est constante, alors la dépendance du couple et de la force normale de l'avance peut être écrite comme:

$$M = A \cdot f^{0.8} \quad (1.3)$$

Avec

M : moment (N.m)

A : constante

f : avance (mm/rév)

c : diamètre de l'âme du foret (mm)

D : diamètre du foret (mm)

$$F_n = A \cdot f^{0.8} + B \quad (1.4)$$

Avec

F_n : force normale (N)

A et B : deux constantes dépendent de l'énergie spécifique de coupe et de la géométrie d'outil.

Shaw et Oxford (1957) montrent aussi que l'énergie spécifique moyenne de coupe est liée au couple :

$$\bar{u} = \frac{8M}{fD^2} \quad (1.5)$$

1.5.1 Effet de l'âme du foret

Peu de travaux ont étudié l'effet de l'âme du foret et l'influence du nombre de pentes sur les forces de coupe pendant le perçage. Shaw et Oxford (Masounave et al., 1999) ont montré l'influence de l'âme du foret sur la force normale en proposant une description qui tient compte à la fois de l'âme et de l'arête de coupe :

$$F_n = H_B \cdot (6.962 \cdot f^{0.8} \cdot D^{0.8} + 0.68 \cdot c^2) \quad (1.6)$$

$$M = H_B \cdot (0.0031 \cdot f^{0.8} \cdot D^{1.8}) \quad (1.7)$$

Avec

H_B : dureté Brinell (kg. Mm⁻²)

c : diamètre de l'âme du foret (mm)

D : diamètre du foret (mm)

Il a été prouvé par Shaw et Oxford qu'avec des forets de petits diamètres (12.75 mm) la somme des forces de coupe qui s'exercent sur l'arête de coupe et sur l'âme représente environ 50 % de la force normale totale. Cette proportion augmente jusqu'à 62 % si l'âme centrale est doublée.

En utilisant un foret du diamètre de 6.35 mm, (Furness et al., 1992) proposent leur description de forces de coupe :

$$F_n = K_f \cdot f^{0.8} + c \quad (1.8)$$

$$M = K_m \cdot f^{0.8} \quad (1.9)$$

Avec

K_f : coefficient pour la force normale

K_m : coefficient pour le moment

c : diamètre de l'âme du foret (mm)

f : avance (mm/rév)

Masounave et al. (1999), ont montré que la force normale pour les forets de forts diamètres est sensible à l'arête de coupe, tandis que le moment varie linéairement avec le volume de métal enlevé. Ils ont proposé les équations des forces normales et tangentielles suivantes :

$$F_n = A \cdot f^{0.8} \cdot D^{1.2} + B \cdot f \cdot c \quad (1.10)$$

$$M = C \cdot U \cdot V_m \quad (1.11)$$

Plus précisément :

$$M = C \cdot f^{0.8} \cdot D^{1.8} \quad (1.12)$$

Avec

A, B, C : coefficient fonction du métal

D : diamètre d'outils (mm)

f : avance (m/rév)

U : l'énergie de coupe (W)

V_m : le volume de matière enlevé (mm³)

c : diamètre du l'âme du foret (mm)

Pour des diamètres des forets supérieurs à 10 mm et en négligeant l'action de l'âme du foret, (Masounave et al., 1999) expriment le rapport entre la force normale et le moment comme :

$$\frac{F_n}{M} = \frac{A \cdot D^{-0.6}}{C} \quad (1.13)$$

Pour les foret à deux pentes $\frac{F_n}{M} = C_u \cdot D^{-0.6} \quad (1.14)$

Pour les foret à trois pentes $\frac{F_n}{M} = C_u \cdot D^{-1} \quad (1.15)$

Avec

C_u : constante universelle de l'usinage indépendant du matériau

Il faut souligner que Shaw et Oxford, Furness et al. trouvent que la variation de la force en fonction du diamètre suit une loi de type $D^{0.8}$, tandis que Masounave et al. ont trouvé un exposant de 1.2.

(Masounave et al., 1999) expliquent la variation de l'exposant de la force normale par l'influence du nombre de pentes d'affûtage du foret. Pour des foret à deux pentes, l'exposant est de 1.2 tandis qu'il est de 0.8 pour des foret à trois pentes.

Pour les forets de petites dimensions ($d < 6$ mm), il existe un effet de frottement du bord extérieur du foret sur le trou percé. Cet effet se manifeste par une augmentation du moment au fur et à mesure que le perçage se produit. Cet effet du frottement peut se modéliser par la relation suivante (Masounave et al., 1999) :

$$M = (C \cdot f^{0.8} \cdot D^{1.8}) \cdot (2 + 5 \cdot 10^{-2} \cdot t) \quad (1.16)$$

1.6 Usinage à haute vitesse

L'usinage à haute vitesse (UHV) permet de mieux préciser les lois. Ainsi par exemple pour des vitesses petites ou moyennes, il est admis par la quasi-totalité des auteurs que la vitesse n'a pas d'influence sur la force normale et tangentielle. Cette loi a été établie pour des vitesses de l'ordre de 50 à 80 mètres par minute. Lorsque la vitesse augmente jusqu'à 400 à 600 mètres par minute, on constate que les forces de coupe décroissent très rapidement en fonction de l'augmentation de la vitesse. Par exemple, la vitesse de perçage du laiton augmentant de 30 mètres à 200 mètres par minute fait diminuer la force normale par un facteur de 5 à 10.

J. Carl Salomon (Robert I. King, 1986), a étudié l'influence des vitesses de coupe élevées sur la température. Ses expériences ont été exécutées en fraisage hélicoïdal sur des métaux non ferreux tels que l'aluminium, le cuivre, et le bronze avec des vitesses allant jusqu'à 16 500 (m/min). Il a été montré par ces auteurs que la température de

coupe atteint un maximum pour une vitesse de coupe donnée. Au delà de cette vitesse, la température diminue.

G. Sutter et al. (1997) ont confirmé les résultats de Salomon pour des vitesses allant jusqu'à 6000 m/min. Ils ont montré que les forces de coupe diminuent aux hautes vitesses de coupe

L'usure des outils n'est pas aussi critique dans le UHV des alliages d'aluminium qu'avec d'autres matériaux. Les outils revêtus et non-revêtus en carbure fournissent des vies d'outils satisfaisantes. L'utilisation d'outils en céramique ou en diamant conduit à une amélioration du fini de surface. La vitesse de coupe souvent recommandée pour l'usinage des alliages d'aluminium avec le diamant est de l'ordre de 3000 à 4700 m/min. Avec des outils en carbure, on peut usiner des alliages d'aluminium de fonderie contenant moins de 12% de silicium jusqu'à 1300 m/min (J.D. Destafani, 1997).

1.7 Les poussières lors de l'usinage

En étudiant l'usinage, les poussières produites pendant différents types d'opérations manufacturières s'imposent pour être étudiées et analysées à cause des dangers qu'elles causent pour l'environnement et la santé d'opérateurs.

La matière particulaire moins de 2,5 microns (PM2.5) représente la fraction respirable des particules inhalables, qui sont des particules qui entrent dans la place la plus profonde des poumons. Les règlements actuels d'OSHA exigent des constructeurs d'atteindre un niveau d'exposition maximum (PEL) de 5 mg/m³ pour le brouillard d'huile minérale et de 15 mg/m³ pour des substances particulières comme la poussière d'usinage (McClellan et al., 1997).

Afin de comparer les aérosols produits lors de l'usinage à sec et lubrifié, (Sutherland et al., 2000) ont exécuté des expériences de tournage avec et sans fluide de coupe. Ils ont

trouvé que la quantité de brume et la poussière produite pendant l'usinage augmente avec la vitesse, l'avance, et la profondeur de coupe. La quantité d'aérosol produite dans l'usinage lubrifiée, selon les conditions de coupe, s'est avérée de 12 à 80 fois plus grande que celle produite dans l'usinage à sec.

Les dimensions des particules produites pour chaque aérosol sont également dépendantes d'états de coupe. Dans le cas de l'usinage à sec une différence notable a été notée entre les distributions de dimension des particules à différentes vitesses de coupe. Pour des vitesses de coupe élevées (381 m/min) un pourcentage significatif des particules dans la classe de grandeur du 1- 4 microns ont été produites lors de l'usinage à sec tandis qu'une grande majorité des particules produites lors de l'usinage humide était au-dessous de 1 micron (Figure 1.4).

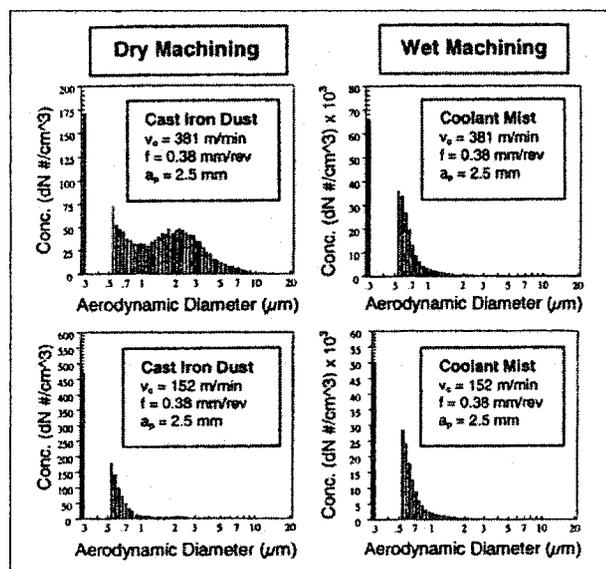


Figure 1. 4 Distribution de volume des particules pour la poussière et la brume (Sutherland et al., 2000).

Les distributions de dimension des particules pour la poussière de fer de fonte et la brume liquide étaient semblables aux basses vitesses mais aux vitesses élevées se sont avérées très différentes (Figure 1.4).

La brume liquide de coupe sont composée d'un plus grand pourcentage de particules submicroniques, qui peuvent demeurer suspendues dans l'environnement pendant une période plus longue et peuvent plus facilement être inhalées dans les parties profondes des poumons.

1.8 Conclusion de la bibliographie :

D'après l'étude bibliographique, on a vu que l'usinabilité des matériaux a été traitée par plusieurs auteurs. Ces auteurs ont étudié en détail des aspects importants dans l'usinage des matériaux comme les forces de coupe, le mécanisme de formation des copeaux, la fabrication des copeaux et les poussières produites lors de l'usinage. Ils ont démontré plusieurs points :

- La force normale est proportionnelle à l'avance puissance 0.8 pour des vitesses de coupe allant jusqu'à 80 m/min.
- Les forces de coupe sont influencées par l'avance et la géométrie d'outil et indépendantes de la vitesse de coupe.
- La force normale pour les composites à matrice métalliques dépend surtout de la matrice et peu de particules de renfort.

Notre travail se propose d'étudier aux basses et moyennes vitesses l'influence des paramètres de coupe sur les forces de coupe pour plusieurs matériaux ductiles et fragiles et de faire une comparaison entre ces matériaux. De plus des essais de perçage seront exécutés aux hautes vitesses (allant jusqu'à 150 m/min) afin de pouvoir préciser les lois d'usinage classiques établies par M.C. Shaw (1957) et vérifiées par J. Masounave (1995)

qui expriment les forces de coupe en fonction de l'avance et des vitesses de coupe pour différents types de matériaux.

En même temps on va étudier l'influence des particules de renfort sur le comportement des forces de coupe dans le cas de CMMp à basse et à haute vitesse de coupe et analyser l'interaction entre ces particules et l'outil de coupe. On veut préciser l'influence de la nature et de la quantité des particules dures et douces sur le mécanisme de coupe.

En ce qui concerne la formation des copeaux, l'étude bibliographique nous a donné une idée que la formation continue ou segmentée des copeaux est déterminée par les propriétés microstructurales du matériau, tandis que les paramètres d'usinage tels que la vitesse et l'avance de coupe déterminent seulement le degré de segmentation des copeaux. Le traitement thermique du matériau a été identifié comme le paramètre essentiel dans la formation des copeaux continus ou segmentés.

Dans ce projet, on va étudier le mécanisme de formation des copeaux en fonction du type de matériau (ductile, fragile) et des paramètres de coupe. On va faire des analyses microstructurales de différents types de copeaux à des vitesses et avances basses et élevées et on va exécuter des essais de coupe interrompue pour observer le mécanisme de formation du copeau et démontrer l'influence de l'angle du cisaillement sur la taille du copeau. Cette étude nous permettra d'analyser l'influence du type et du mode de formation du copeau sur le comportement des forces de coupe afin de pouvoir optimiser les paramètres de coupe pour produire des copeaux servant à fabriquer des pièces par le squeeze casting ou par l'extrusion surtout que l'étude bibliographique a bien démontré que :

- La microstructure des pièces obtenues à partir des copeaux est très comparable à celle des pièces fabriquées par les méthodes conventionnelles en lingot.
- Les propriétés mécaniques du matériau fabriqué à partir des copeaux sont meilleures dans le cas d'extrusion à chaud et moins bonnes pour l'extrusion à froid.

Ce qui concerne les particules de poussière produites lors de l'usinage, l'étude bibliographique nous a montré que l'usinage lubrifié produit beaucoup plus de poussières que l'usinage à sec. Elle nous a donné une idée sur les normes établies par les organisations industrielles et gouvernementales concernant la concentration permise des particules dans l'air pendant l'usinage.

Notre étude va toucher ce sujet très important dans les opérations de fabrication. On va étudier les principes de la formation des aérosols lors de l'usinage, les conditions et les paramètres de coupe qui influencent la formation des particules de poussière pour différents types des matériaux.

CHAPITRE 2

PROCÉDURES ET DISPOSITIF EXPÉRIMENTAL

2.1 Problématique

Notre étude est concentrée sur les sujets principaux suivants :

- 1- Étude de l'usinabilité des alliages d'aluminium, de magnésium et des composites à matrice métallique :
 - Le mécanisme de formation des copeaux.
 - L'influence des particules de renfort sur l'usinabilité des CMMp et sur la formation des copeaux.
- 2- Étude des poussières produites pendant le perçage : Les conditions et les paramètres de coupe qui influencent la production des aérosols pour différents types des matériaux.

Dans ce travail on va faire une étude comparative de l'usinabilité des alliages de magnésium, d'aluminium et de CMMp du point de vue de forces de coupe et de mécanismes de formation des copeaux. Cette étude permettra de préciser les lois déjà établies par Shaw aux basses vitesses de coupe et l'influence des particules de renfort pour différents matériaux avec des vitesses de coupe basses et moyennes. De plus une telle comparaison permettra, dans le futur, d'estimer le coût de la production des copeaux pour la fabrication des pièces en aluminium, en magnésium ou en CMMp par forgeage et extrusion de copeaux.

Le deuxième sujet important c'est de comprendre les conditions et les paramètres de coupe qui influent sur la formation des aérosols lors du perçage pour pouvoir les réduire et contrôler.

2.2 Procédure expérimentale

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

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.

2.2.2 Usinabilité

□ Procédures

- Percer les alliages à différentes conditions (vitesse basse/moyenne, avances et diamètre du foret).
- Enregistrer la force normale et la force tangentielle.
- Étude microstructurelle des alliages utilisés.
- Exécuter des expériences de coupe interrompu pendant le perçage.
- Recueillir les copeaux générés.
- Résultats :
 - Force et moment en fonction de l'avance.
 - Force et moment en fonction de la vitesse de coupe.
 - Force et moment en fonction du diamètre du foret.
 - Mode de formation des copeaux en fonction des conditions de coupe (avance, vitesse).
 - Mécanisme de formation des copeaux en exécutant la coupe interrompue.

- **Analyse des résultats :**
 - Déduire le coefficient de friction en fonction de la vitesse et de l'avance.
 - Déduire l'angle de cisaillement.
 - Comparer les angles de cisaillement pour les matériaux utilisés.
 - Analyse microstructurale pour les copeaux obtenus pendant le perçage.
 - Inspecter le copeau pour caractériser le type de déformation (ductile/fragile).
 - Étudier l'influence de forme et du volume du copeau sur les forces de coupe.
 - Étudier l'influence du type du matériau (ductile/fragile/renforcé) sur les forces de coupe et sur le mode de formation des copeaux.
 - Comparer les mécanismes de formation de copeau pour tous les alliages étudiés

2.2.3 Études des poussières

- Mesurer la concentration des aérosols produits lors du perçage pour différents alliages en changeant les paramètres de coupe :
 Vitesse : 0.7-188 m/min
 Avance : 0.08-0.9 mm/rév
- Mesurer la concentration des aérosols produits lors du perçage en exécutant plusieurs attaques (chaque attaque et de profondeur de 2 mm) dans le même trou dans la pièce.
- Mesurer la concentration des aérosols produits lors du perçage en utilisant un foret neuf et un foret usé d'acier rapide non revêtu de diamètre de 4 et de 10 mm.
- Étudier l'influence de l'âme du foret sur la concentration des poussières.
- Étudier l'influence de la fragilité et de la ductilité des métaux sur la concentration des aérosols.
- Étudier l'influence de la température sur la concentration des aérosols.

2.3 Dispositif expérimental

2.3.1 Matériaux

- Alliages de magnésium de fonderie: AZ31 et AZ91E
- Alliages d'aluminium : A356 (fonderie) et 6061-T6 (corroyage)
- Composites à matrice métallique :
 - 10S-4G (10 % de carbure de silicium, 4% de graphite, matrice d'alliage d'aluminium A356).
 - 6S-2.5G (6 % de carbure de silicium, 2.5 % de graphite, matrice d'alliage d'aluminium A356).
 - 5A-4G (5 % d'alumine, 4% de graphite, matrice d'alliage d'aluminium A356).
- Laiton
- Graphite

2.3.2 Machines

- **Perceuse à colonne**

Une perceuse à colonne dont la table a été instrumentée pour mesurer les efforts de coupe a été utilisée. L'effort normal de coupe, noté F_n , est mesuré avec une cellule de charge. Le moment M est obtenu par la déformation en flexion de jauges collées sur une lame verticale (Figure 2.1). Les caractéristiques de la perceuse sont représentées dans le tableau II.

Tableau II

Caractéristiques de la perceuse à colonne

Machine	Vitesse de coupe (tour/min)	Avance (mm/rév)	Profondeur de coupe (mm)	Course de broche (mm)	Puissance du moteur de rotation (kW)	Puissance du moteur d'avance (kW)
Perceuse à colonne	56 - 1120	0.08-1.25	20	150	1.32	1.88

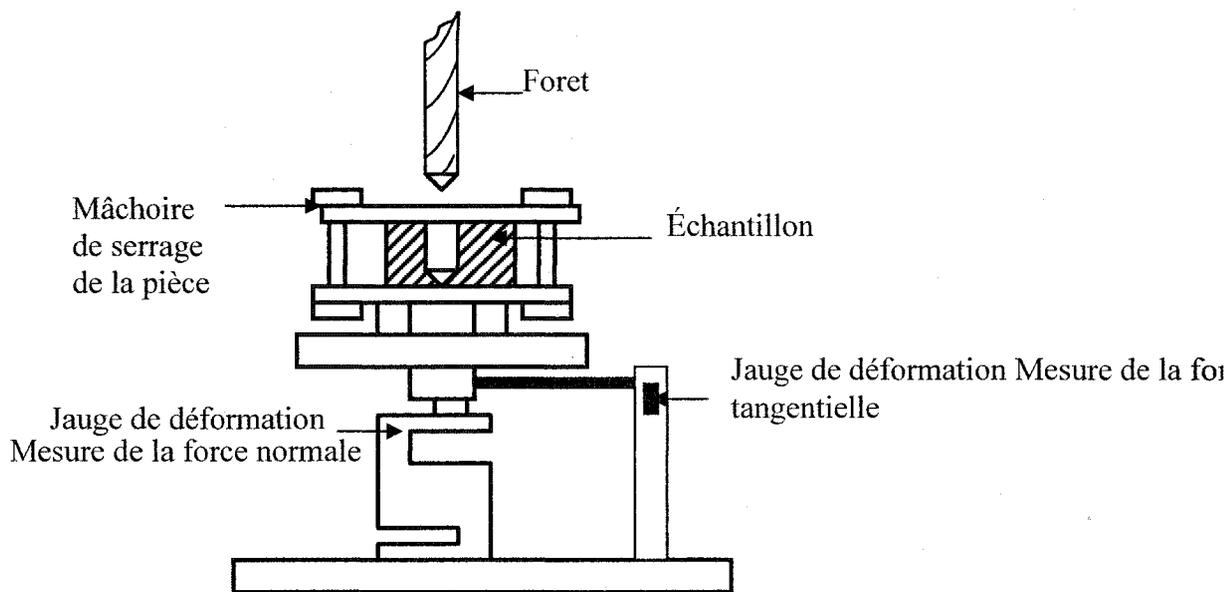


Figure 2. 1 Montage expérimental : mesurer les forces normale et tangentielle.

- **Machine Enshu**

Pour exécuter les expériences du perçage à vitesse moyenne un centre de fraisage et de perçage vertical à commande numérique (Enshu) de type VMC40 avec un contrôleur Fanuc OM – model A et une puissance de 17.3 KVA a été utilisé. Les caractéristiques de la machine Enshu sont représentées dans le tableau III

Tableau III
Caractéristiques de la machine Enshu

Machine	Vitesses de rotation, tour/min	Avances, mm/min	Poids maximum admissible, kg
Fraiseuse Enshu	100 - 6000	1 - 5000	300

- **DustTrak Aerosol Monitor**

Pour étudier les poussières produites pendant l'usinage on a réalisé des essais de perçage sur différents matériaux en mesurant avec l'appareil (DustTrak Aerosol Monitor) la concentration de particules dans l'air avec un filtre de 2.5 μm . Cet appareil est relié par l'intermédiaire d'une tube à une boîte de plexiglass qui entoure le foret et le mandrin afin d'augmenter l'efficacité de la mesure. L'appareil 'DustTrak' et le montage utilisés pour mesurer les aérosols sont présentés à l'annexe 4.

2.3.3 Outils de coupe

Deux outils de coupe de différents diamètre (4 et 10 mm) ont été utilisés pendant les expériences du perçage à basses et à moyennes vitesses.

Pour l'étude de poussière on a utilisé quatre forets de différents diamètre (2, 4, 8 et 10 mm) et de la même géométrie.

Le tableau IV montre la géométrie des forets.

Tableau IV

Caractéristiques des outils de coupe.

Paramètres	Foret	
Type du foret	Acier rapide non revêtu (HSS) GÜHRING 57517	Acier rapide non revêtu (HSS) GÜHRING 52944
Diamètre (mm)	4	10
Angle de pointe (°)	118	118
Angle d'hélice (°)	35	35
Diamètre de l'âme (mm)	0.6	2
Dureté (HRc)	62 à 65	62 à 65
Forme de goujures	classique	classique

- **Caractéristiques du foret**

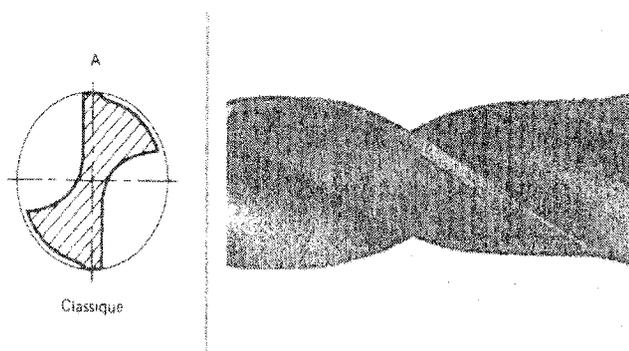


Figure 2. 2 Forme de goujure du foret

2.3.4 Appareils de mesure

- Pour mesurer la force normale et la force tangentielle pendant le perçage à basses et aux moyennes vitesses, deux dynamomètres ont été utilisés avec une carte d'acquisition permettant de transformer les signaux reçus pour le traitement dans le logiciel Workbench.
- Des pieds à coulisse ont été utilisés pour mesurer la longueur et l'épaisseur des copeaux.
- Deux microscopes optiques, un de type LEITZ WETZLAR avec un grossissement jusqu'à 1000, l'autre de type BAUSCH & LOMB avec un grossissement jusqu'à 87.5 et un microscope électronique à balayage ont été utilisés pour analyser les microstructures des copeaux et des différents alliages percés.

CHAPITRE 3

USINABILITÉ DES ALLIAGES DU MAGNÉSIUM, D'ALUMINIUM ET DE COMPOSITES AUX BASSES VITESSES

3.1 Introduction

Il existe un certain nombre de lois sont déjà connues permettant d'expliquer le comportement en usinage des métaux. Il a été démontré (Shaw, 1957) que la force normale de coupe est proportionnelle à l'avance puissance 0.8. Cette loi a été déterminée à partir de considérations énergétiques. Plus tard, d'autres lois précisèrent la loi de Shaw et inclurent l'influence de certains paramètres comme la température macroscopique de l'échantillon (Masounave et al., 1994 et 1998). L'ensemble des résultats peut se résumer par la relation suivante :

$$F_n = A \cdot f^{0.8} (T - T_{su})^{0.6} \quad (3.1)$$

Avec :

F_n : la force normale lors du perçage (N)

A : constante

f : la vitesse d'avance du foret (mm/révolution)

T : la température macroscopique de la pièce (°)

T_{su} : la température du solidus sous usinage du matériau (°)

L'action de l'usinage entraîne une augmentation locale de la température dans les zones de coupe. Devant la difficulté de calculer ou de mesurer cette température, la température T_{su} a été définie. La température locale (T) de la pièce est modifiée pendant le perçage de deux façons. D'une part la pièce est placée dans un four à la température (T) et percée à cette température et d'autre part, l'action du perçage entraîne une

élévation de température à la pointe du foret dans la zone de cisaillement. La loi précédente a été obtenue par des expériences faites à différentes températures. Cette loi a été obtenue pour des vitesses relativement modestes, d'ordre de 50 à 60 m/min.

L'arête rapportée est un problème très important dans l'usinage. Sa présence est à l'origine de vibrations qui engendrent un fini de surface de mauvaise qualité. La présence de cette arête rapportée protège l'outil d'une usure prématurée, mais en s'évacuant, elle détériore le fini de surface. La présence de cette arête rapportée dépend de plusieurs facteurs dont la vitesse de coupe, le fluide de coupe, la rigidité du montage et aussi les propriétés du métal. Par exemple, l'addition d'éléments qui favorisent l'usinabilité tel que le plomb diminue la probabilité de formation d'une arête rapportée. On peut citer d'autres éléments en solution solide comme le silicium et le bismuth dans les alliages d'aluminium ou le soufre et le phosphore dans les aciers, etc.

3.2 Usinabilité des alliages d'aluminium et de magnésium

3.2.1 Force normale

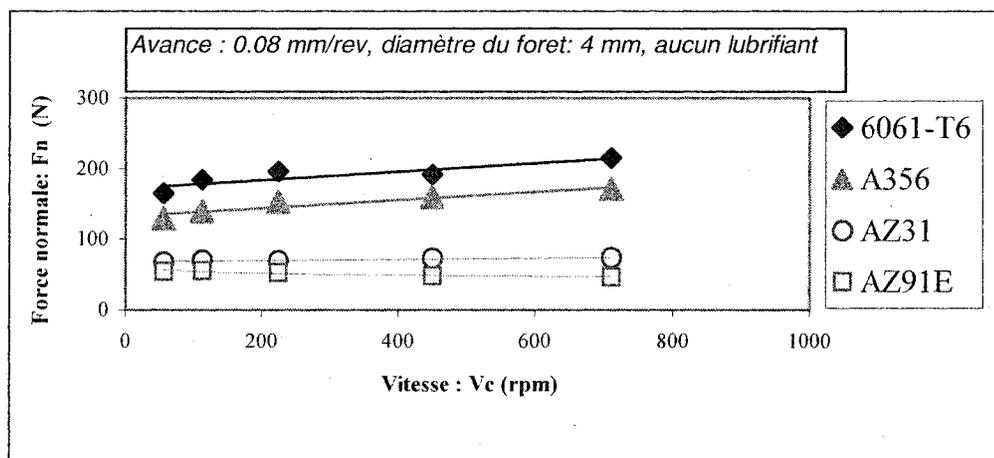


Figure 3. 1 La force normale en perçage des alliages d'aluminium et de magnésium en fonction de la vitesse de coupe.

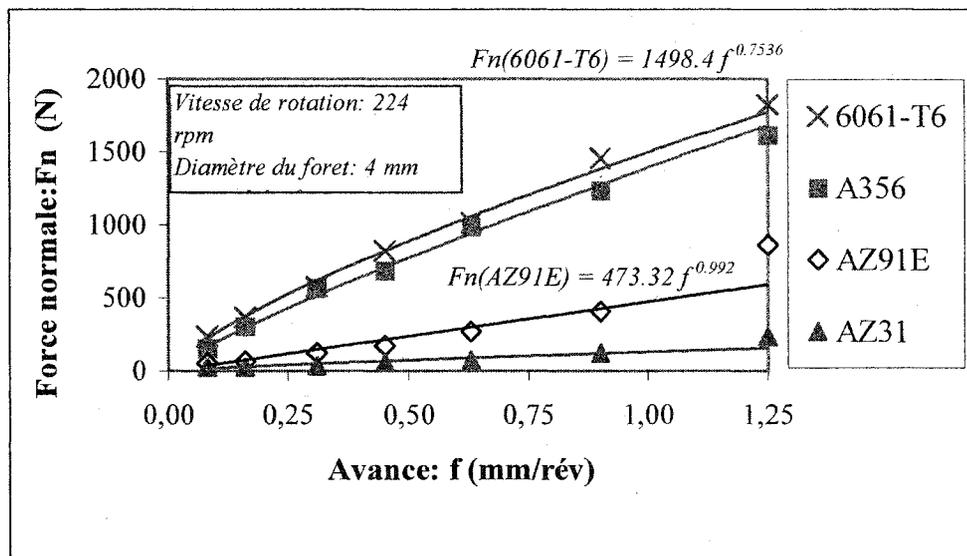


Figure 3. 2 La force normale en perçage des alliages d'aluminium et de magnésium en fonction de l'avance.

La Figure (3.1) montre l'évolution de la force normale en fonction de la vitesse de rotation du foret. Il ressort de cette figure que la force normale nécessaire pour percer les alliages de magnésium est plus basse que celle requise pour les alliages d'aluminium quelques soient les vitesses de coupe. Comme on pouvait s'y attendre, la force normale est indépendante de la vitesse de coupe dans les limites de la précision expérimentale.

La Figure 3.2 souligne la relation entre la force normale et l'avance. Elle augmente avec l'avance. En tenant compte des modèles antérieurs (Shaw, 1957 ; Masounave et al. 1994) donnant la force normale en fonction des avances et des lignes de tendance de Figure 3.2, la force normale F_n peut être décrite par :

$$F_n = A \cdot f^n \quad (3.2)$$

Avec

$n = 0.8 - 1$ pour les matériaux fragiles, $n = 0.7$ à 0.8 pour les matériaux ductiles

Dans le cas des matériaux fragiles, la force normale de coupe peut donc être approximativement décrite par :

$$F_n = A \cdot f \quad (3.3)$$

L'énergie de déformation est incluse dans la valeur de A. Le magnésium est environ 2 à 3 fois plus facile à percer que l'aluminium (Figure 3.2).

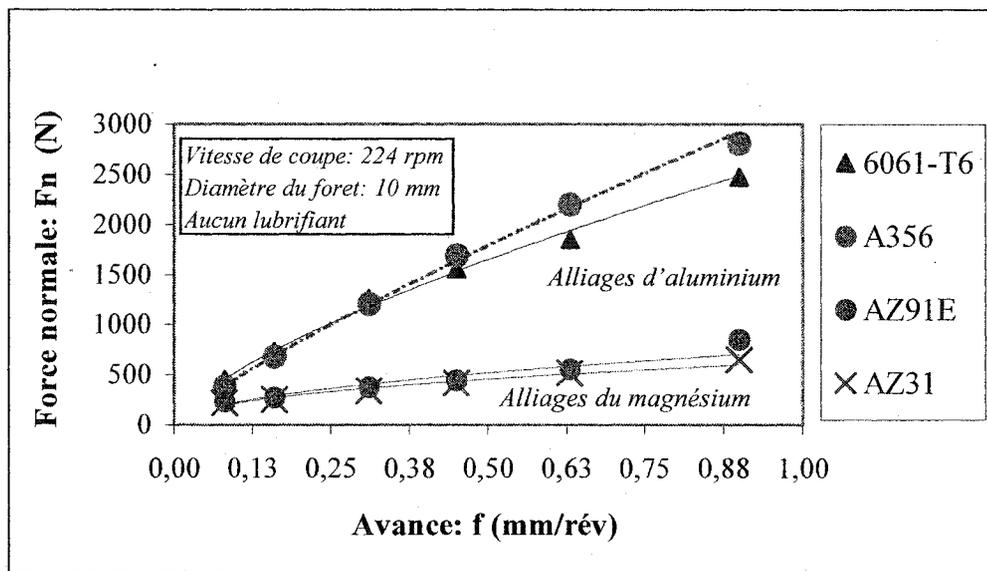


Figure 3. 3 Force normale en perçage des alliages d'aluminium et de magnésium en fonction de l'avance avec un foret de 10 mm.

L'influence de la dimension du foret peut se retrouver en comparant les Figures 3.2 et 3.3. Il en ressort que :

$$F_n(\text{aluminium, foret :4 mm}) \approx 50 \% * F_n(\text{aluminium, foret :10 mm})$$

$$F_n(\text{magnésium, foret :4 mm}) \approx 40 \% * F_n(\text{magnésium, foret :10 mm})$$

Il a été démontré par (J. Masounave, 1999) que la force normale peut se mettre sous la forme :

$$F_n = A \cdot f^{0.8} \cdot D^{1.2} + B \cdot f \cdot c \quad (3.4)$$

Avec

A, B : coefficient fonction du métal

D : diamètre d'outils (mm)

f : avance (mm/rév)

c : diamètre de l'âme du foret (mm)

La Figure (3.4) schématise l'effet de l'augmentation de la température sur la force normale (J.Brunette et al. en cours). Une augmentation de l'avance entraîne une augmentation de la température. On peut donc analyser l'évolution de la force normale en fonction de l'avance ou de la température. La zone I du Figure (3.4) correspond à une diminution des propriétés mécaniques du copeau avec la température. La résistance à l'effet de coupe diminue.

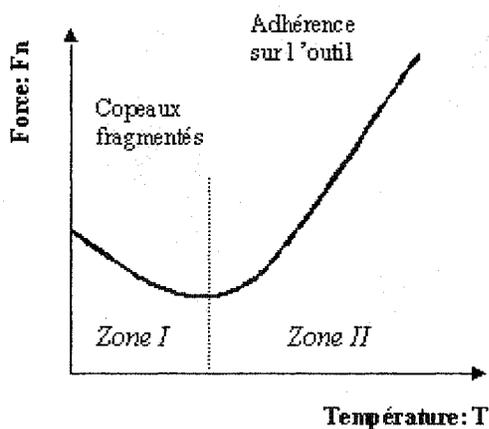


Figure 3. 4 Évolution schématique de la force en fonction de la température dans la zone de coupe.

Pour une haute avance ou une vitesse élevée, le dégagement de chaleur devient de plus en plus adiabatique. La température du copeau augmente rapidement ce qui

affecte les propriétés mécaniques. Lorsque la température (zone I) augmente, la force normale diminue car les propriétés mécaniques diminuent. À partir d'une certaine température, le copeau devient long et le frottement le long de l'hélice augmente (Matala, 2001) (zone II). L'adhérence prédomine pour les matériaux mous, tels que l'aluminium 1050. Dans ce cas, le refroidissement du copeau devient important. Les matériaux fragiles sont moins sensibles au refroidissement. Les copeaux sont suffisamment courts parce que l'adhérence est négligeable. Les expériences des présents travaux ont été réalisées dans la région I. Les résultats de Masounave et al. (Welter, en préparation) confirment ce point.

Nous avons déjà mentionné que la force normale peut s'exprimer de façon approximative ($F_n = A \cdot f$) pour les matériaux fragiles. Par contre pour les matériaux ductiles il y a une chute au fur et à mesure que l'avance croît (Figure 3.5).

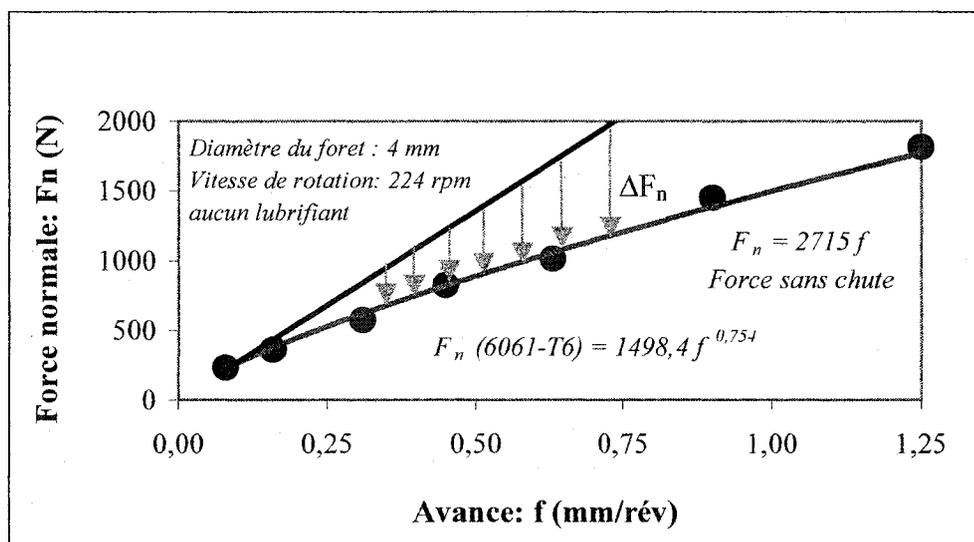


Figure 3.5 Représentation du domaine de chute de la force normale ΔF_n en fonction de l'avance lors du perçage de 6061-T6.

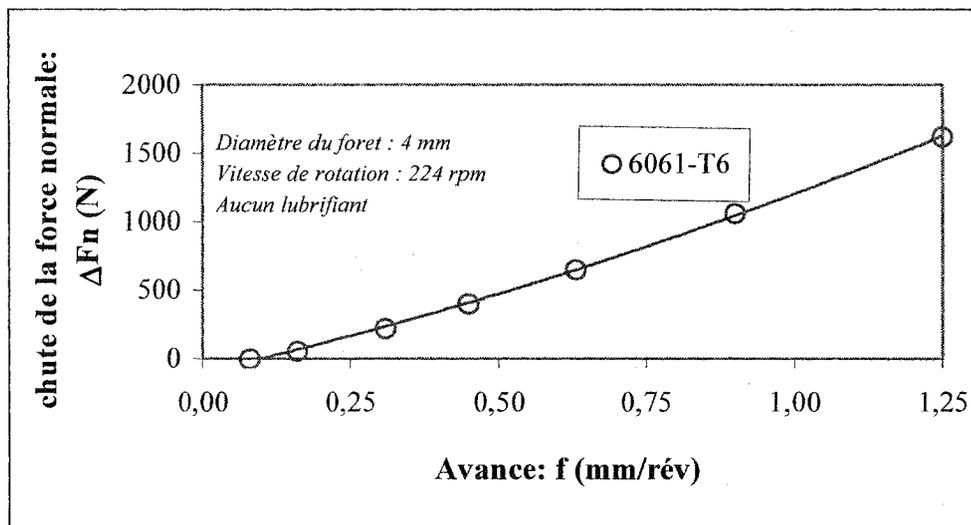


Figure 3. 6 Chute de la force normale ΔF_n en fonction de l'avance de coupe pour l'alliage d'aluminium 6061-T6.

En comparant l'expression $F_n = A \cdot f^n$ avec celle de $F_n = A \cdot f$ on peut déterminer la chute ΔF_n de la force normale F_n (Figure 3.5). On obtient La Figure (3.6) qui représente la chute de la force normale en fonction de l'avance.

Cette chute de la force normale s'explique au moins qualitativement, par la variation de la résistance mécanique en fonction de la température. Nos expériences ont toutes été réalisées dans la région I (Figure 3.4), c'est à dire dans une région où le collage entre le copeau et l'outil n'est pas encore important.

En tenant compte des équations (3.2) et (3.4), on peut représenter les forces normales obtenues avec des forets de diamètres différents tels que présentés sur la Figure 3.7. Le coefficient de l'avance étant de 0.8 pour les matériaux à comportement ductile et de 1.0 pour ceux à comportement fragile.

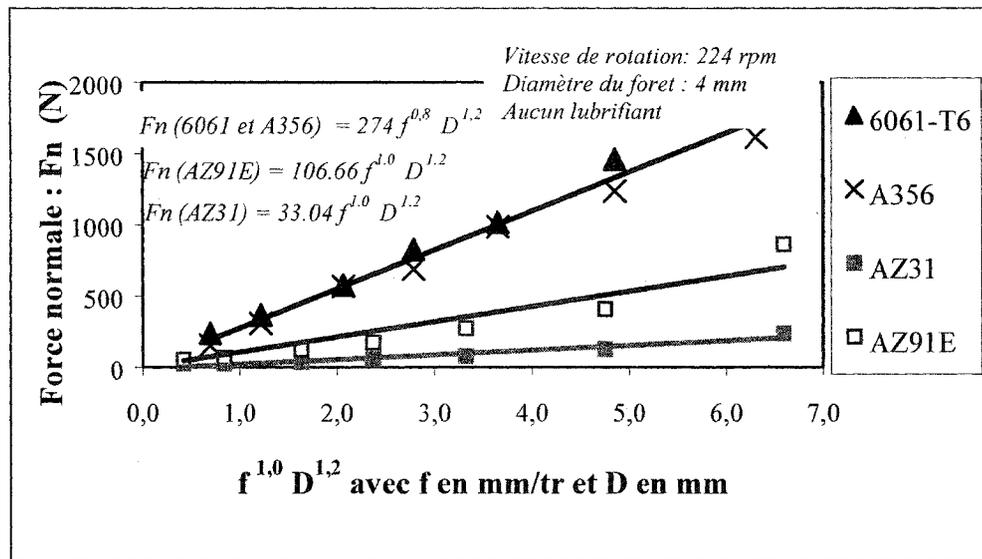


Figure 3. 7 Effet de la vitesse d'avance et du diamètre du foret sur la force normale

3.2.2 Forme des copeaux et mécanisme de coupe

La longueur du copeau est une bonne indication du mécanisme de coupe. Un copeau court souligne la fragilité du métal. Pour un métal de fonderie, presque toujours fragile, le copeau est généralement petit.

On remarque sur la Figure (3.8) que pour le matériau ductile (6061-T6) la longueur du copeau augmente avec l'augmentation de l'avance de coupe, mais pour les matériaux fragiles, elle est constante. La variation de la longueur des copeaux pour l'alliage 6061-T6 avec l'avance peut se schématiser par :

$$L = A \cdot f^n \quad (3.5)$$

Avec

L : longueur du copeau (mm)

f : avance (mm/rév), $n = 0.3$

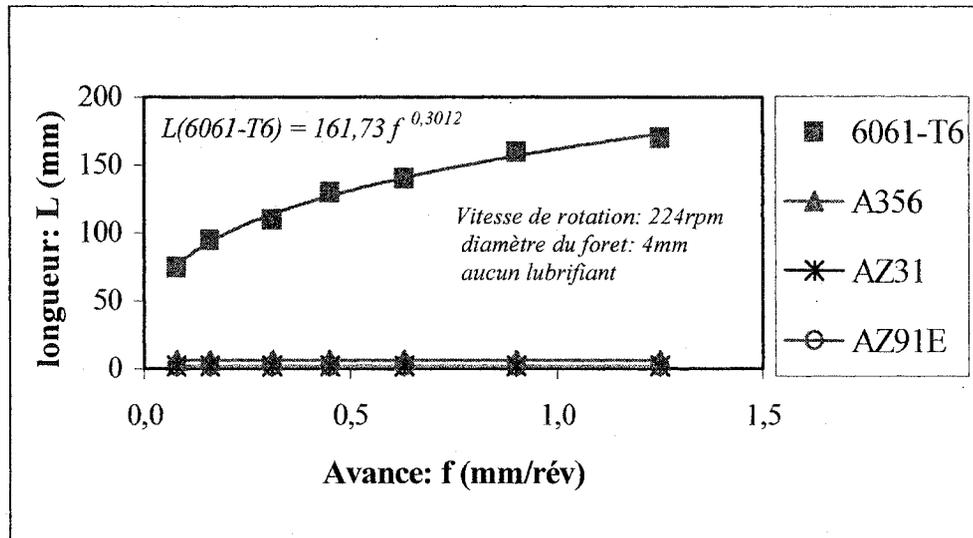


Figure 3. 8 Longueur de copeaux des alliages d'aluminium et de magnésium en fonction de l'avance de coupe.

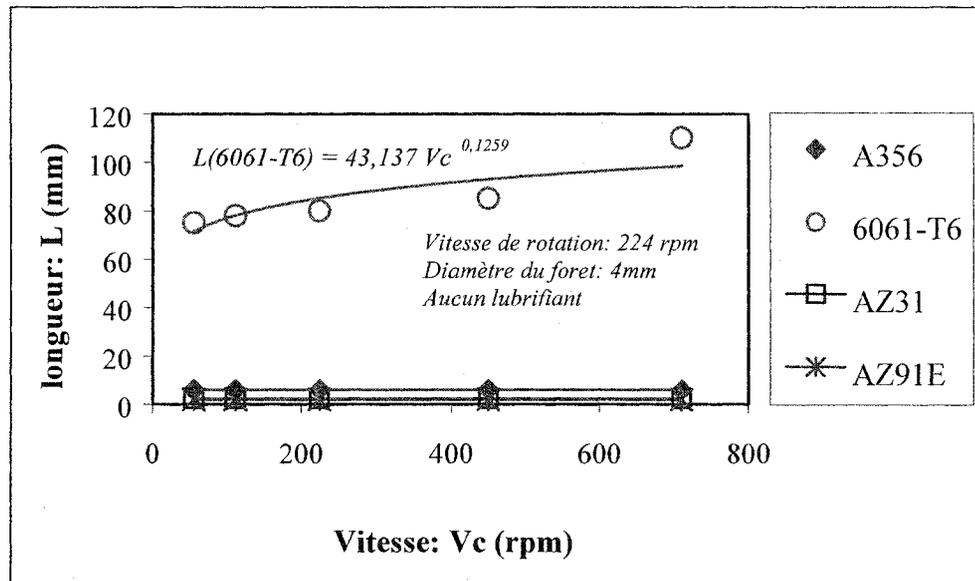


Figure 3. 9 Longueur de copeaux des alliages d'aluminium et de magnésium en fonction de la vitesse de coupe

Pour le matériau ductile (6061-T6) la longueur du copeau augmente avec l'augmentation de la vitesse de coupe (Figure 3.9), mais pour les matériaux fragiles, elle est constante. On peut encore écrire :

$$L = A \cdot V_c^{0.1} \quad (3.6)$$

Avec

L : longueur du copeau (mm)

V_c : vitesse de coupe (rpm)

A : constante.

Il a été remarqué lors du perçage des matériaux fragiles, que le copeau produit est élémentaire et détaché et sa longueur est indépendante de la vitesse et de l'avance de coupe (Figure 3.8 et 3.9)

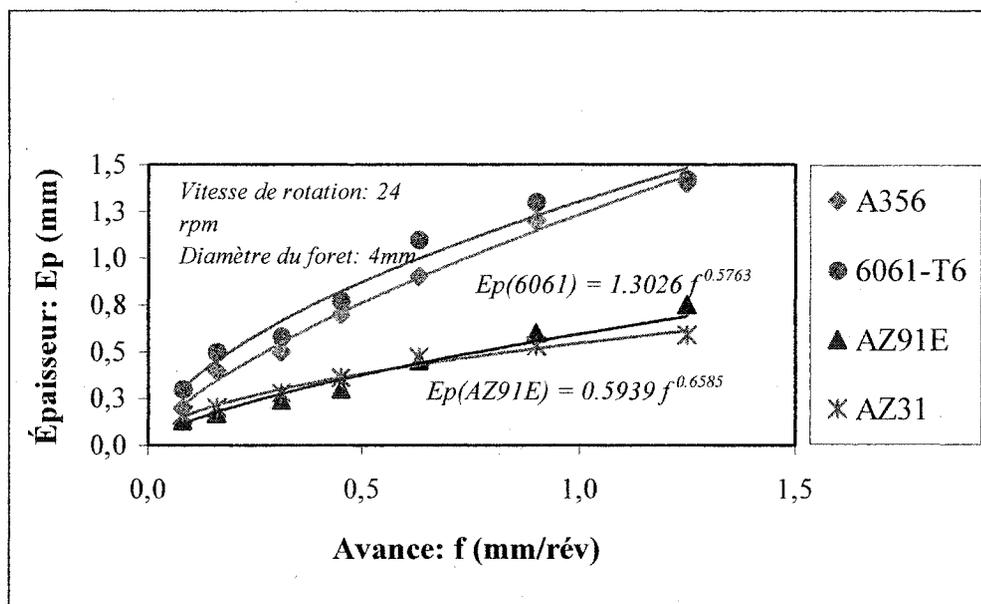


Figure 3. 10 L'épaisseur des copeaux des alliages de magnésium et d'aluminium en fonction de l'avance de coupe.

L'épaisseur des copeaux (E_p) pour tous les matériaux (fragiles et ductiles) augmente avec l'avance (Figure 3.10). Cependant, l'épaisseur des copeaux, des alliages d'aluminium est toujours plus élevée que celle des alliages de magnésium. De façon classique, on peut écrire :

$$E_p = B \cdot f^n \quad (3.7)$$

Avec

$n= 0.6$: pour les alliages d'aluminium

$n= 0.65$: pour les alliages de magnésium.

Par contre, l'épaisseur des copeaux pour tous les alliages de magnésium (AZ31 et AZ91E) ou d'aluminium (6061-T6 et A356) ne varie pas avec la vitesse de coupe (Figure 3.11), ce qui permet d'explicitier les résultats de (Shaw et Oxford, 1957) et de (Masounave et al., 1994) qui ont démontré que la vitesse de coupe n'a pas de rôle important sur les forces de coupe. Cette constatation souligne l'influence du frottement du copeau sur l'hélice. Lorsque le frottement augmente, la force de coupe augmente.

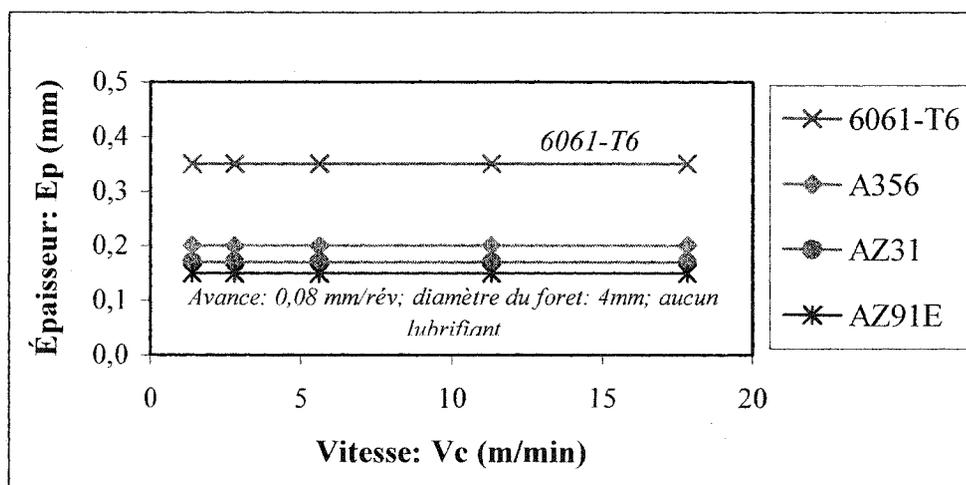


Figure 3. 11 L'épaisseur des copeaux des alliages d'aluminium et de magnésium en fonction de la vitesse de coupe.

La profonde différence de formation des copeaux entre le 6061-T6 d'une part et les AZ91E, A356, AZ31 explique la grande différence dans les forces. L'alliage 6061T6 est ductile, tandis que les trois autres sont fragiles, même à haute température. De fait, les copeaux et le métal de base n'ont pas le temps de chauffer, car la longueur de contact entre le copeau et la flûte est faible.

Plusieurs hypothèses peuvent expliquer cette différence de comportement suivant le type de matériau usiné :

a) Matériau fragile

On peut supposer que la force est proportionnelle au volume de matériau enlevé. Les copeaux sont fragmentés et il est donc possible de négliger les forces de frottement. La plus grande perte de l'énergie est consacrée à former le copeau. L'énergie est principalement dépensée dans la zone de cisaillement. On peut donc écrire que la force normale est proportionnelle au volume enlevé par unité de temps, soit :

$$F_n = k \cdot \frac{\partial V}{\partial t} = k \cdot \frac{\partial}{\partial t} (x \cdot L \cdot prof) \quad (3.8)$$

ou

$$F_n = k \cdot L \cdot prof \cdot f \quad (3.9)$$

On obtient donc :

$$F_n = A \cdot f \quad (3.10)$$

Avec

F_n : force normale (N)

f : avance (mm/rév)

A : constante

x : longueur de contact élémentaire (mm)

L : longueur du copeau (mm)

$prof$: profondeur de coupe (mm)

k : constante

Cette simple hypothèse permet d'expliquer le comportement observé (figure 3.1). Sous l'effet du chauffage généré par le frottement et la zone de cisaillement, la partie du copeau qui frotte sur l'outil se trouve chauffé à haute température. L'augmentation de la température dans les zones de coupe n'affecte pas la surface de la pièce car la chaleur se dégage avec les copeaux. Dans le cas de matériaux fragiles, on peut écrire :

$$F_n \cdot V_c = m \cdot C_t \cdot \Delta\theta \quad (3.11)$$

Avec

F_n : force normale (N)

V_c : vitesse de coupe (rpm)

m : masse du copeau (g)

C_t : capacité thermique (J/mol·K)

$\Delta\theta$: élévation de température (°)

En négligeant les pertes par radiations et convection. On peut aussi calculer :

$$\Delta\theta = \frac{F_n \cdot V_c}{m \cdot C_t} \quad (3.12)$$

La force F_n est constante (Figure 3.12). En supposant que le copeau moyen pèse 10 mg et compte tenu du fait que la vitesse de rotation maximale est 1000 rpm (soit une vitesse de coupe de 12.5 m/min) on trouve une élévation de température de quelques degrés.

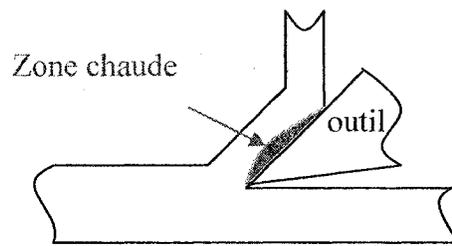


Figure 3. 12 Formation d'un copeau fragile.

Le copeau généré par un matériau fragile est donc produit à basse température et la fissure est créée par le dépliage quand le copeau refroidit. La rupture du copeau intervient lors du refroidissement, quand la surface extérieure subit des contraintes de tension.

b) Matériau ductile

Pour expliquer les fortes élévations de température des copeaux mesurées pour les matériaux ductiles, il faut faire appel à la déformation plastique qui génère beaucoup plus d'énergie que le frottement. La Figure (3.3) montre une augmentation importante de la force normale avec l'avance. Une grande partie de la force normale provient du frottement qui est diminué relativement quand l'avance augmente et qui est plus important pour les matériaux ductiles que pour les matériaux fragiles. La force normale pour les deux types des matériaux peut être décomposée en :

- Le frottement du copeau qui s'écoule vers le haut sur l'hélice du foret.
- La réaction du matériau à la pénétration de l'âme du foret.
- L'action de l'effort de coupe de l'arête principale.
- Le frottement de l'outil sur les parois du trou percé.
- Le frottement des faces de coupe sur la surface du trou percé.

3.2.3 Évolution du moment

Le moment est influencé par l'action de coupe et la résistance du copeau lors de l'écoulement dans la flûte. On retrouve les résultats déjà obtenus avec les alliages de magnésium :

- Le moment est, en première approximation, indépendant de la vitesse de coupe (Figure 3.13) quelque soit le matériau, ductile ou fragile.
- Le moment dépend fortement de l'avance (Figure 3.14).

La même analyse que précédemment s'applique. Le moment augmente avec l'augmentation de l'avance de coupe et il est plus élevé pour les alliages d'aluminium que pour les alliages de magnésium. L'analyse des courbes de tendance permet de décrire l'évolution des moments (M) :

$$M = B \cdot f^n \quad (3.13)$$

$n = 0.5 - 0.6$ pour les matériaux fragiles, $n = 0.8 - 0.9$ pour les matériaux ductiles

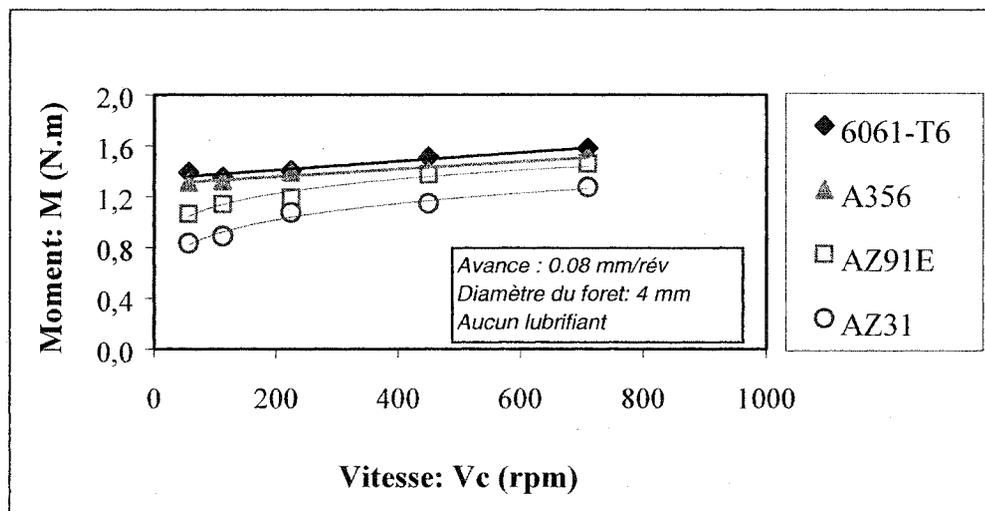


Figure 3. 13 Le moment en perçage des alliages d'aluminium et de magnésium en fonction de la vitesse de coupe.

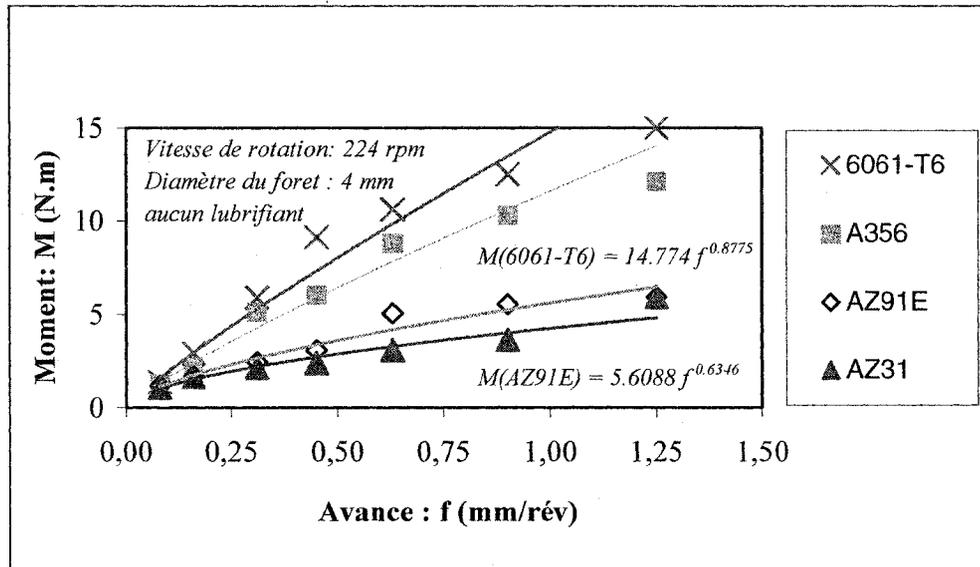


Figure 3. 14 Moment en perçage des alliages d'aluminium et de magnésium en fonction de l'avance de coupe.

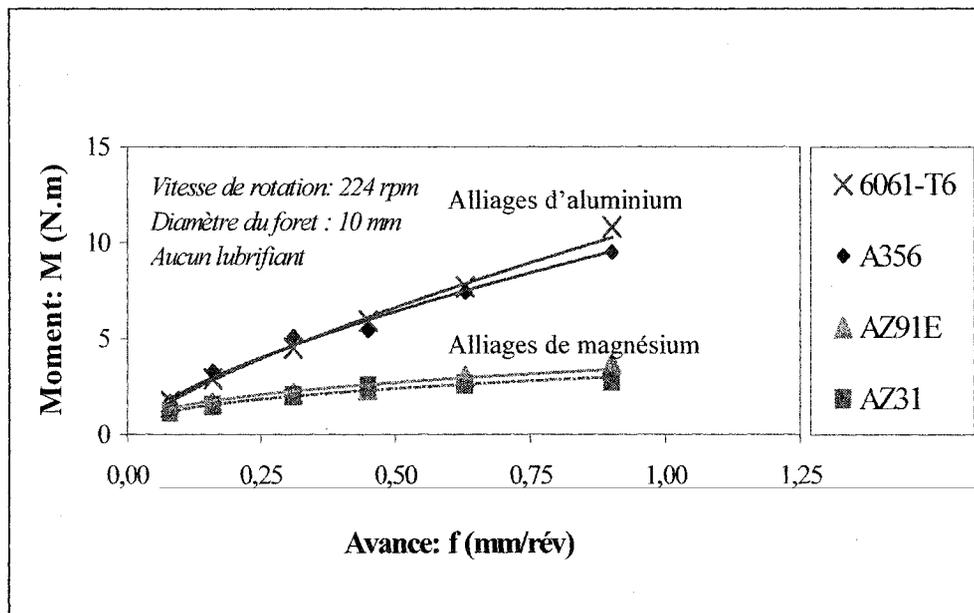


Figure 3. 15 Moment en perçage des alliages d'aluminium et de magnésium en fonction de l'avance avec un foret de 10 mm.

L'influence du diamètre du foret correspond aux résultats précédents (Figure 3.15)

Tout comme modélisé par Masounave et al.(1994) on peut décrire l'ensemble des résultats en tenant compte du diamètre de foret (D) par :

$$M = B \cdot f^n \cdot D^{1.8} \quad (3.14)$$

Avec

M : Moment (N.m)

B : constante

f : Avance (mm/rév)

D : diamètre du foret (mm)

L'influence du diamètre de l'outil est plus difficile à vérifier pour les alliages de magnésium. Les faibles valeurs du moment obtenues pour ce matériau ne permettent pas de distinguer le rôle que joue le diamètre du foret sur la valeur du moment.

3.2.4 Coefficient de friction

L'étude du coefficient de friction permet de mieux comprendre les mécanismes de coupe. Le coefficient de friction est une mesure du frottement du copeau sur la flûte de l'outil. Il dépend des couples de matériaux (pièce et outil) en présence et surtout du copeau. Les matériaux fragiles frottent moins, principalement à cause de leurs petites tailles de copeaux. Classiquement, le coefficient de friction (μ) se mesure en divisant la force tangentielle par la force normale :

$$\mu = \frac{F_t}{F_n} \quad (3.15)$$

Avec

F_t : force tangentielle (N), F_n : force normale (N)

Dans le cas d'une coupe orthogonale, le coefficient de frottement (Eq. 15) devient :

$$\mu = \frac{F_n \sin \alpha + F_t \cos \alpha}{F_n \cos \alpha - F_t \sin \alpha} \quad (3.16)$$

Avec

α : angle de coupe de l'outil (deg).

Dans le cas des coupes obliques, le calcul du coefficient de frottement doit tenir compte de l'angle d'écoulement du copeau en plus de l'angle de coupe de l'outil.

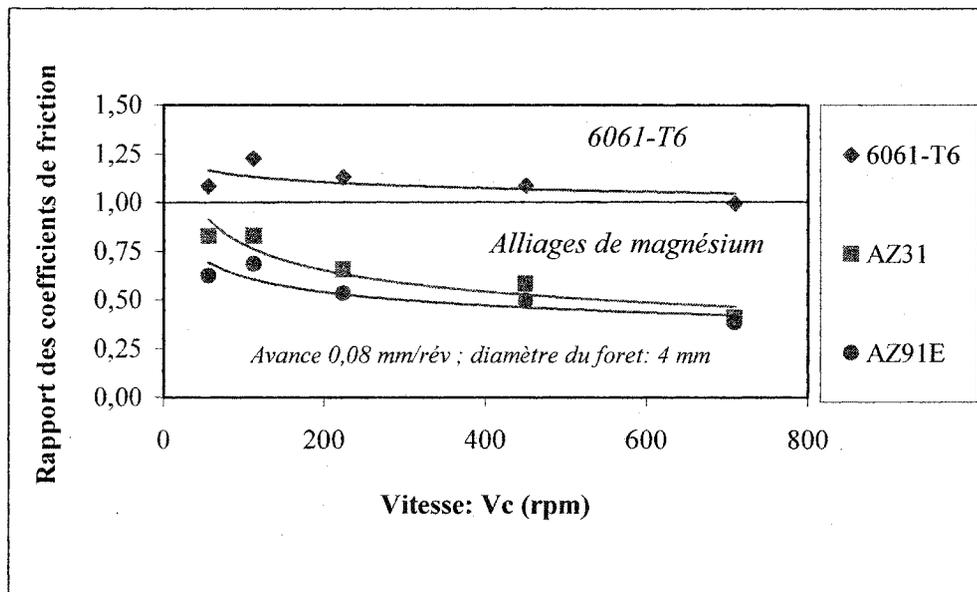


Figure 3. 16 Rapport des coefficients de friction des alliages comparé à l'alliage de fonderie A356 et en fonction de la vitesse de coupe.

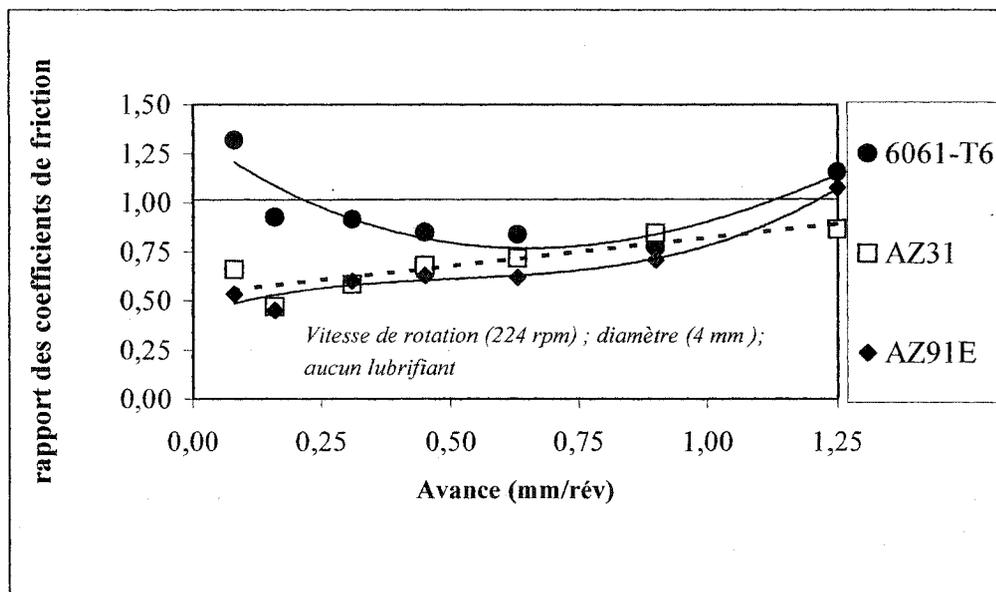


Figure 3. 17 Rapport des coefficients de friction des alliages comparé à l'alliage de fonderie A356 et en fonction de l'avance.

Les Figures 3.16 et 3.17 dressent une étude comparative des coefficients de frottement comparés à l'alliage d'aluminium de fonderie A356 en fonction des paramètres de perçage (coupe oblique) étudiés.

Le coefficient de friction souligne les résultats précédemment établis, en les précisant notablement. L'alliage 6061-T6, ductile, a le coefficient de frottement le plus élevé par rapport à A356 (Figures 3.16 et 3.17). Les alliages de magnésium AZ31 et AZ91E montrent un coefficient de friction plus bas que les alliages d'aluminium. De plus le rapport entre les coefficients de frottement des alliages de magnésium et de A356 se stabilise aux environs de 50% et ne change pas avec la vitesse de coupe (Figure 3.16).

Les comportements des alliages étudiés vis-à-vis de l'avance est variable suivant que le matériau est ductile ou fragile. Pour le 6061-T6, aux basses avances, le frottement sur l'outil est élevé et décroît vers une valeur minimale aux moyennes avances pour remonter plus aux hautes avances (Figure 3.17). Ce type de comportement peut s'expliquer soit par l'augmentation de température, soit par la modification de la géométrie du copeau ou du type de contact entre l'outil et le copeau. L'analyse du mode

de formation et d'écoulement de copeau (paragraphe 3.2.6) de ce travail éclaire mieux ces points.

3.2.5 Angle de cisaillement

L'étude de l'angle de cisaillement peut aider à comprendre le mécanisme de formation du copeau. En première approximation, l'angle de cisaillement ϕ est fonction de l'avance et de l'épaisseur du copeau. L'angle de cisaillement est indépendant de la vitesse de coupe V_c , ce qui est prévisible compte tenu des faibles variations de vitesses étudiées, entre 0.7 et 12.5 m/min.

Les Figures 3.18 et 3.19 représentent l'angle de cisaillement en fonction de l'avance et des matériaux usinés.

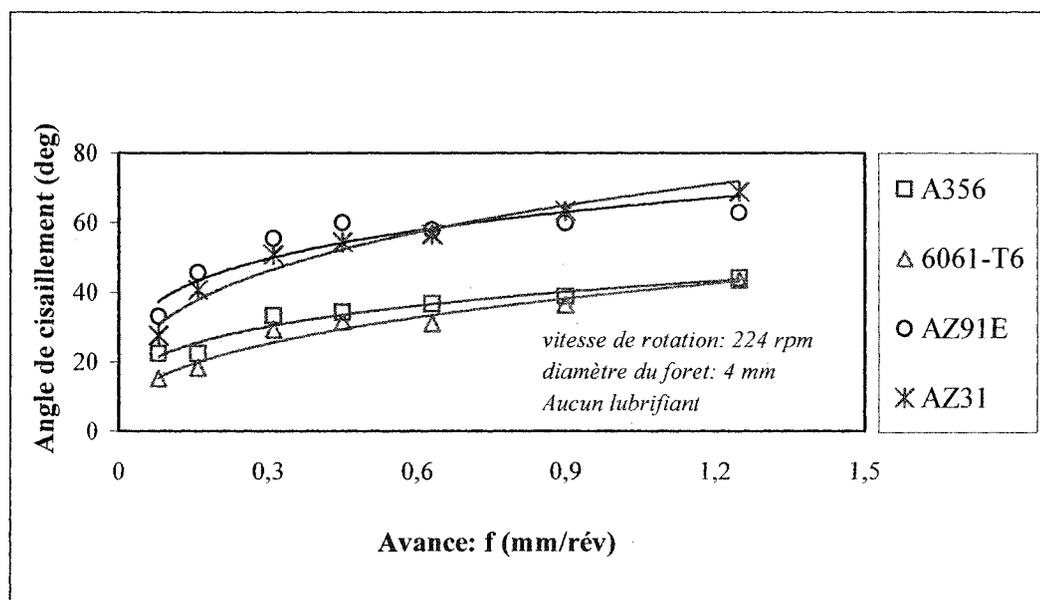


Figure 3. 18 Angle de cisaillement en perçage des alliages d'aluminium et de magnésium en fonction de l'avance de coupe avec un foret de 4 mm.

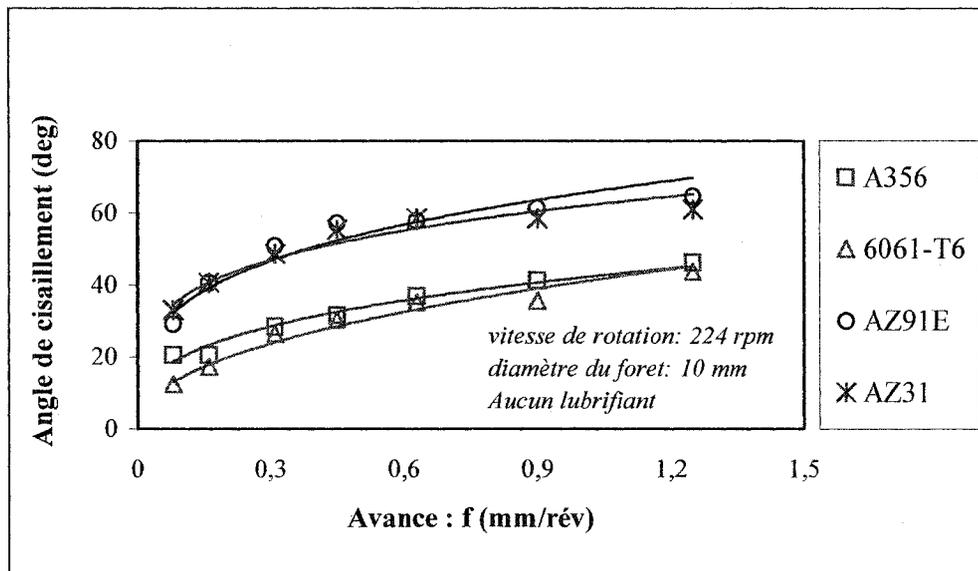


Figure 3. 19 Angle de cisaillement en perçage des alliages d'aluminium et de magnésium en fonction de l'avance de coupe avec un foret de 10 mm.

L'angle de cisaillement permet d'illustrer le mécanisme de coupe. On peut calculer ce paramètre par la relation classique.

$$\varphi = \text{atan} \left[\frac{(f/E_p) \cos \alpha}{1 - (f/E_p) \sin \alpha} \right] \quad (3.17)$$

Avec

f : avance (mm/rév)

E_p : épaisseur de copeaux (mm)

α : angle de coupe (°)

L'angle de cisaillement, quel que soit le matériau, fragile ou ductile, est constant et ne dépend pas du diamètre de foret (Figures 3.18 et 3.19). Il est plus élevé pour les alliages

de magnésium que pour les alliages d'aluminium. On peut noter une légère variation pour de très faibles avances.

Pour une vitesse de coupe donnée, le magnésium produit des copeaux plus segmentés, de plus faibles volumes (Figure 3.20). Cette remarque souligne le fait que les alliages de magnésium sont plus faciles à percer que ceux d'aluminium. L'augmentation de l'angle de cisaillement témoigne du plus faible frottement de magnésium sur l'outil de coupe comparé au cas des alliages d'aluminium. La différence de frottement entre ces deux alliages peut s'expliquer soit par des raisons physiques (il y a moins de frottement entre l'outil et le métal), soit par des raisons mécaniques (le copeau est plus fragmenté car le matériau est plus fragile).

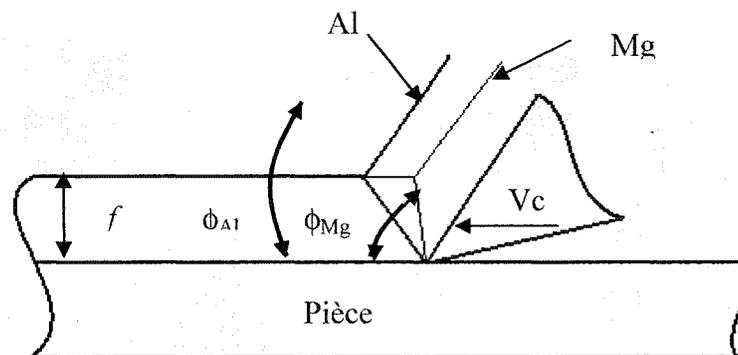


Figure 3. 20 Représentation schématique de l'angle de cisaillement pour le magnésium et l'aluminium.

3.2.6 Mécanisme de formation du copeau

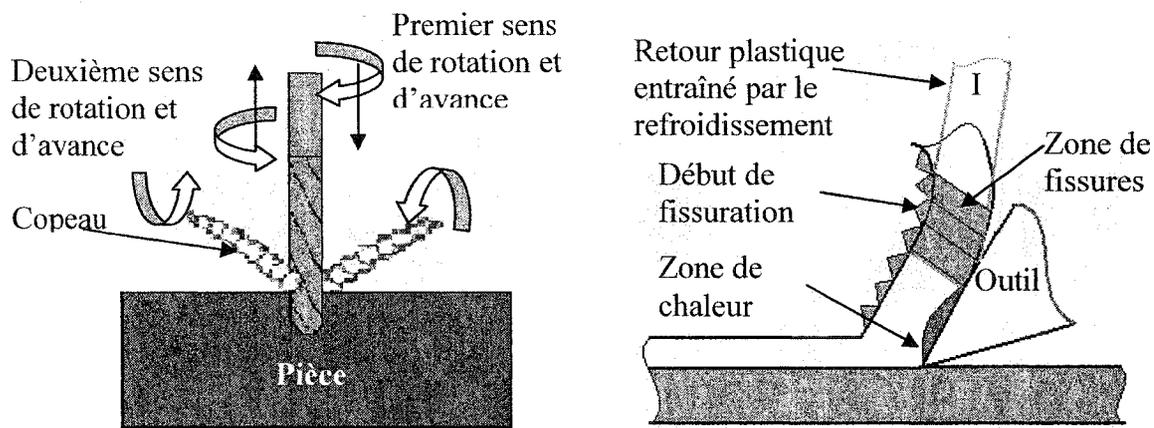
La forme des copeaux produits pendant l'usinage varie selon le matériau usiné, la géométrie et l'état de l'outil de coupe ainsi que selon les paramètres de coupe. La production des copeaux longs a pour conséquence indirecte l'accroissement du taux de rejet des pièces, la diminution de la productivité et donc l'augmentation des temps de

livraison. Un contrôle efficace des formes des copeaux contribue à améliorer les points suivants lors de l'usinage (Jawahir et Van Luttervelt, 1993) :

- Fiabilité du procédé.
- Production de pièces de bonne qualité.
- Accroissement de la productivité.
- Amélioration de la sécurité des opérateurs, protection des machines et des outils de coupe.

Tel que stipulé par la norme ISO 3685 (1993), pour un système outil-pièce et des conditions de coupe donnés, la forme des copeaux est constante. L'observation des copeaux peut donc servir d'indication des changements des conditions de coupe, tels que la dégradation de l'outil ou donner une bonne indication de l'usinabilité du matériau coupé. En général, les matériaux ductiles comme les alliages d'aluminium produisent des copeaux continus, alors que les matériaux fragiles comme la fonte produisent des copeaux courts et discontinus. Les alliages de titane, quant à eux, génèrent des copeaux segmentés à rebords réguliers et empilés comme des cartes. La norme ISO 3685 distingue huit grandes familles de copeaux dont les copeaux en riblon (longs, courts ou enchevêtrés), les copeaux tubulaires, les copeaux en spirale, les copeaux hélicoïdaux, les copeaux en arc, les copeaux élémentaires et les copeaux en aiguille.

Pour pouvoir comprendre le mécanisme de formation du copeau, une expérience de perçage interrompu a été mise au point (Figur 3.21.a). Le sens du mouvement de coupe (rotation de la broche) et celui de l'avance sont renversés brutalement pendant la coupe. Le foret remonte en laissant sur place les copeaux qui étaient en formation au moment du changement.



a. Représentation du mécanisme de coupe interrompue

b. Mécanisme de formation des fissures

Figure 3. 21 Mécanisme de coupe interrompue et de formation des fissures.

Ainsi, le contact avec la pièce est bref et il n'y a pas de freinage puisque le renversement du sens de rotation de la broche se fait par l'intermédiaire d'une boîte d'engrenage, ce qui réduit au minimum les effets associés au freinage du foret.

La figure 3.21.b représente schématiquement la formation des fissures qui entraînent la segmentation des copeaux. Sous l'effet des frottements générés lors de la coupe et du cisaillement du copeau (Figure 3.21.b), il se crée de la chaleur simultanément à la formation du faciès en toit d'usine. Lorsque le copeau refroidit (zone I), il se crée une déformation plastique qui augmente l'effet de la fissuration. Les fissures deviennent traversantes et les copeaux se segmentent.

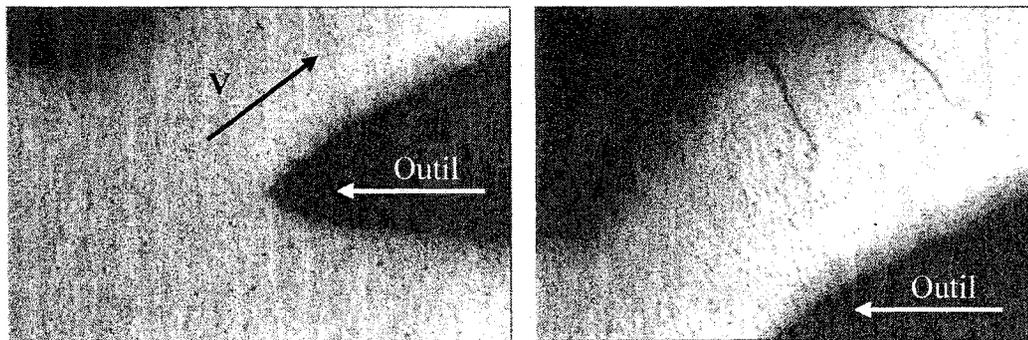
La figure 3.22.a montre une section d'un copeau de 6061-T6 en cours de formation. L'outil se trouvait à droite de la photo, le copeau s'écoulait le long de l'arête de coupe sur la figure 3.22.a et le sens de l'avance du foret est celui indiqué sur la même figure.

On peut remarquer, sur la figure 3.22.b, la formation d'une surface serratée (en toit d'usine). Cette surface se rencontre souvent lors du perçage des métaux ductiles comme l'aluminium et le cuivre. Elle est expliquée habituellement par la théorie des couches dures/couches molles qui est admise depuis longtemps (M.C. Shaw, 1957).

La figure 3.22.b montre aussi la formation de fissures qui s'initient sur la surface libre. Il est évident que celles-ci sont formées à partir des concentrations de contraintes. La fissure devient de plus en plus longue au fur et à mesure que le copeau s'écoule.

L'étude métallographique des copeaux permet finalement de souligner et d'explicitier les résultats précédents qui montrent l'évolution de l'angle de cisaillement. Les copeaux d'aluminium 6061-T6 sont longs et serrâtés sur la surface extérieure (Figure 3.22.c). Les fissures se forment à partir des zones de déformation sur la surface extérieure. La figure 3.22.d montre le détail de la formation d'une fissure. On peut noter une petite microfissure en avant de la fissure macroscopique. La fissure s'initie légèrement en avant de la fissure principale. La propagation s'effectue ainsi, par bonds successifs.

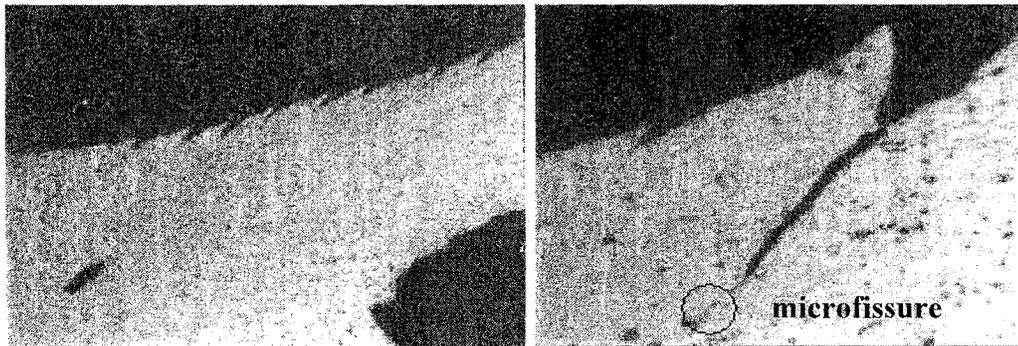
La figure 3.22.e est un exemple de la section de la face de dépouille. On peut noter la présence de quelques stries qui indiquent un mouvement discontinu sur la surface de dépouille. Cette micrographie montre en détails la zone du rayon de courbure de l'arête de coupe. Il faut se souvenir que cette section est fortement déformée et que le copeau, à cause du phénomène de refroidissement que nous venons d'évoquer, n'occupe pas la position initiale. Le refroidissement provoque son mouvement. À l'aide de la figure 3.22.e, on peut donc mesurer l'angle de cisaillement et le rayon de courbure de l'outil (Figure 3.23).



a. Section du copeau de ($x = 50$) en cours de formation.

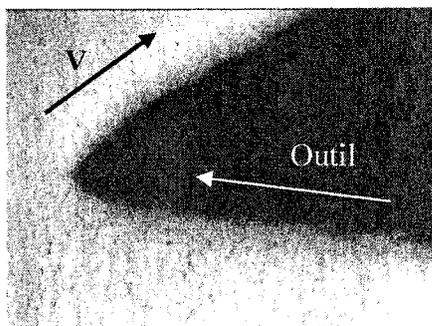
b. Formation des fissures de ($x = 50$).

1



c. Microstructure d'un copeau ($x=50$): région de segmentation.

d. Microstructure d'un copeau ($x=500$) régions de segmentation.



e. Formation de fissures d'alliage ($x = 50$).

Figure 3. 22 Coupe interrompue : microstructure et fissuration d'alliage 6061-T6.

Les figure (3.23 et 3.24.a) montrent les sections du copeau interrompu pour un alliage A356 dans les mêmes conditions que précédemment. La figure 3.23 illustre la différence essentielle du mode de déformation entre un matériau ductile comme le 6061-T6 et un matériau fragile comme le A356. Cette figure met en évidence plusieurs zones :

- Le mouvement de l'outil engendre la formation d'une zone écrouie de faibles dimensions (I).
- La zone de pliage de la microstructure est aussi indiquée (zone II). Cette zone est évidemment équivalente à la zone (I).
- Le cisaillement est localisé dans une zone très étroite (III).

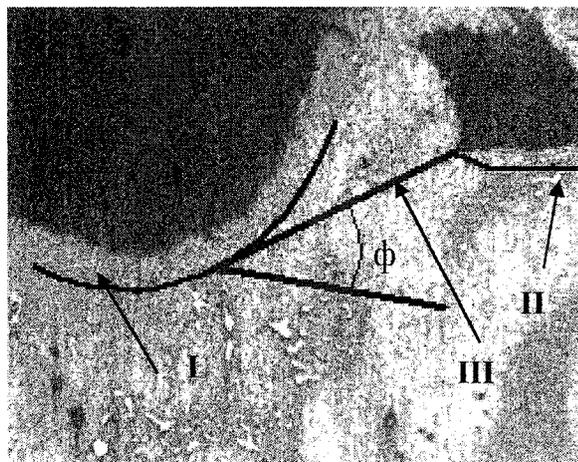
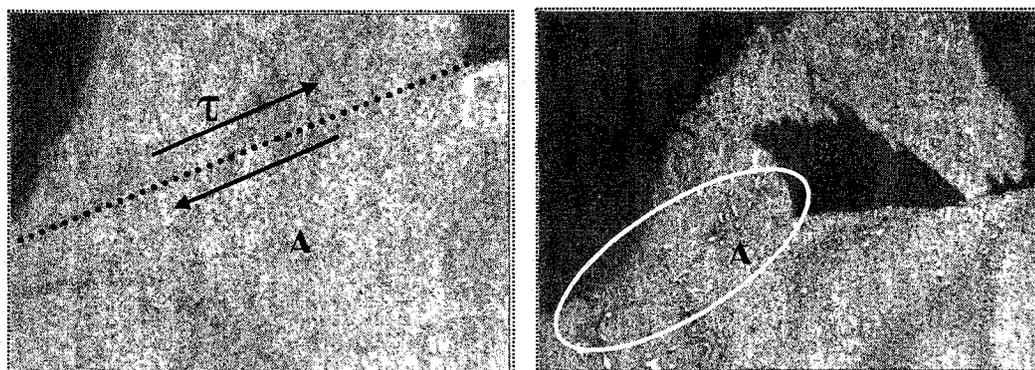


Figure 3. 23 Mode de déformation du copeau d'alliage A356 (x = 200).

La figure 3.24.a montre avec un fort grossissement (500x), le détail de la zone de cisaillement. Cette figure souligne l'étroitesse de cette zone de cisaillement. Il est à remarquer que la phase β formée de silicium (phase grise) n'est pas dissoute. Sous l'effet du cisaillement, la microstructure est fortement déformée. Il y a un effet d'homogénéisation plus ou moins complète qui se produit à cause du cisaillement Un copeau interrompu (Figure 3.24.a) montre le mécanisme d'homogénéisation de la

microstructure. Cet effet de cisaillement est localisé (dans un plan) pour un matériau fragile. L'homogénéisation est partielle. Les zones précipitées de silicium sont déplacées, mais encore visibles (figure 3.24.a). L'eutectique, plus fin, tend à disparaître. Les figures 3.23, 3.24.a et 3.24.b montrent des détails de ce phénomène.



a. Zone de cisaillement ($x = 500$).

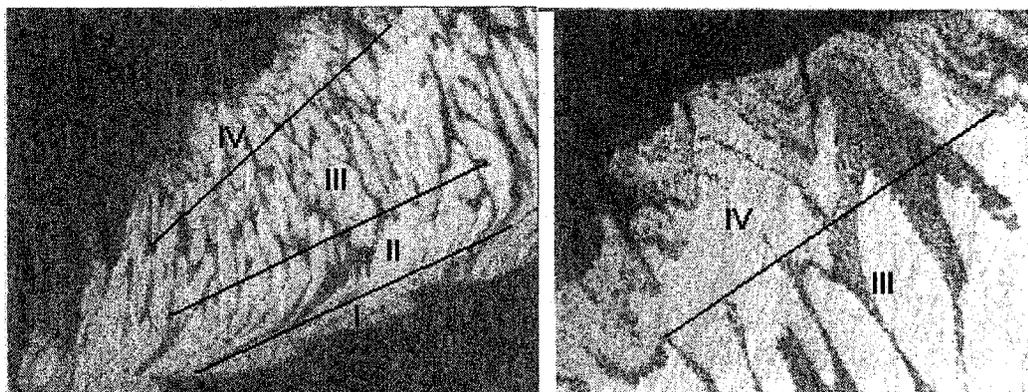
b. Mécanisme de formation du copeau ($x = 100$).

Figure 3. 24 Coupe interrompue d'alliage d'aluminium A356

La figure 3.24.b montre le mécanisme de formation du copeau pendant une expérience interrompue. On remarque que des fissures principales (zone A) se propagent et coupent le copeau en petits morceaux. Les copeaux sont donc formés d'un matériel plus ou moins homogénéisé.

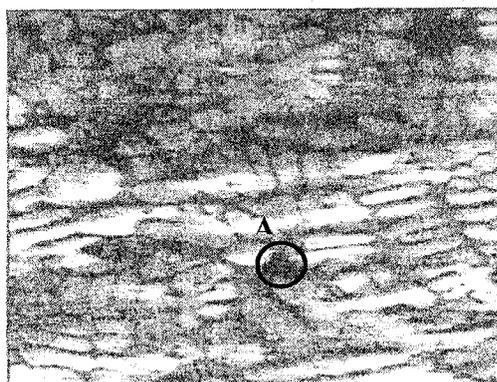
L'alliage A356 est celui qui présente l'adhésion entre le copeau et l'outil la plus élevée. Sur la figure 3.25.a, on peut noter la présence d'arêtes rapportées (zone I). On peut aussi noter la présence d'une zone de cisaillement importante (zone II). La microstructure classique de fonderie (Zone III) est fortement allongée lors du passage de la zone de cisaillement. Les dendrites sont allongées, ainsi que les régions eutectiques (Figure 3.25.b). La déformation plastique dans la zone IV est importante et les fissures s'amorcent souvent dans les interfaces dendrites-eutectiques. Il faut souligner que la

déformation plastique est suffisamment importante pour entraîner une dissolution partielle de la microstructure (Figure 3.25.b, zone IV). La surface extérieure possède de nombreuses microfissures qui expliquent la faible longueur des copeaux de l'alliage A356.

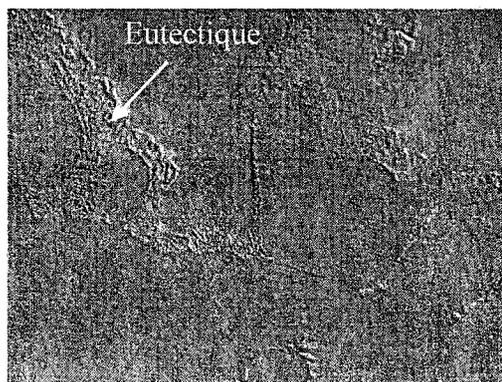


a. Microstructure d'un copeau (x=50): déformation plastique et arrête rapportée.

b. Microstructure d'un copeau (x=200): déformation plastique et rupture.



c. Microstructure (x=50).



d. Microstructure (x=330).

Figure 3. 25 Copeaux et microstructure d'alliage d'aluminium A356.

Les figures 3.25.c et 3.25.d représentent la microstructure d'alliage A356 par le microscope optique et le microscope électronique à balayage.

Quant à l'apparition des microporosités (figure 3.25.c, zone A) elles sont formées par la présence d'une mauvaise alimentation du métal liquide eutectique entre les dendrites déjà solidifiées.

Les métaux liquides dissolvent facilement les gaz. Lors de la solidification ces gaz se condensent dans les régions interdendritiques et dans les cas plus graves forment des bulles de gaz. La présence de ces porosités macroscopiques ou microscopiques affecte fortement les propriétés mécaniques, notamment la ductilité.

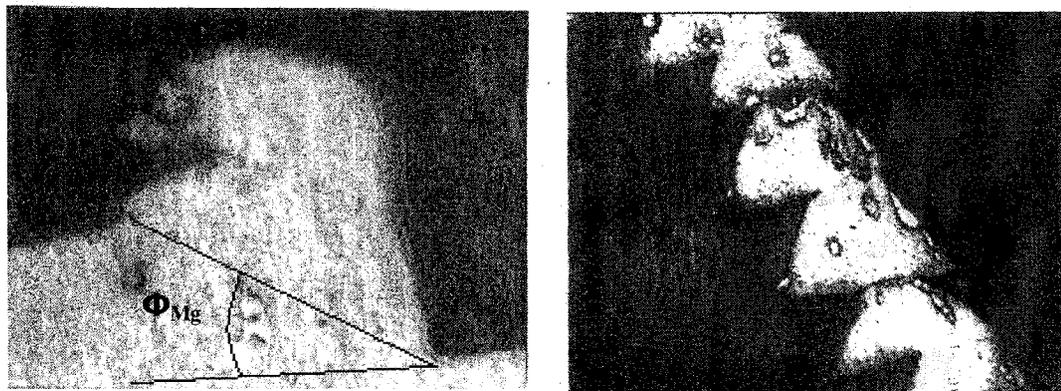
La figure (3.25.d) montre la microstructure de l'alliage d'aluminium A356 par la microscope électronique à balayage.

À l'eutectique, on a : 17.703 % Si, 78.555 % Al, 3.584 % Mg, 0.078 % Mn, 0.074 % Fe, 0.008 % Cu.

Par le diagramme de phase d'aluminium-silicium on est supposé de trouver 12.6 % de silicium. Cette différence entre la concentration du silicium est dû à la présence d'autres concentrations.

Les figures (3.26.a, 3.26.b) représentent la même analyse pour des alliages de magnésium. La figure 3.26.a représente toujours une section d'un copeau interrompu pour l'alliage AZ91E. Sur cette figure, on a représenté l'angle de cisaillement et on peut remarquer le mécanisme évident de formation du copeau fragmenté.

La figure 3.26.b explicite la formation de ce copeau. La périodicité de segmentation est typique de ce style d'alliage. Cette différence de formation des copeaux est relativement classique car il est connu depuis longtemps que des alliages peu ductiles forment de petits copeaux tels que montrés à la figure 3.26.b. La présence d'une phase fragile explique partiellement le caractère de rupture fragile observé.



a. Section d'un copeau interrompu
(x = 500).

b. Exemple de copeaux segmentés
(x = 100).

Figure 3.26 Coupe interrompue et copeau d'alliage du magnésium AZ91E.

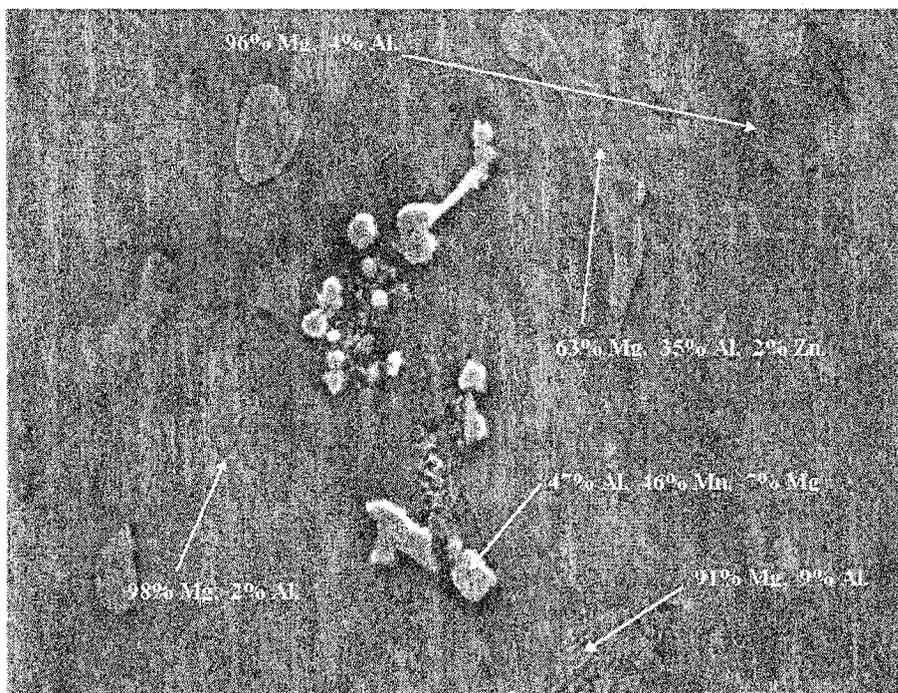
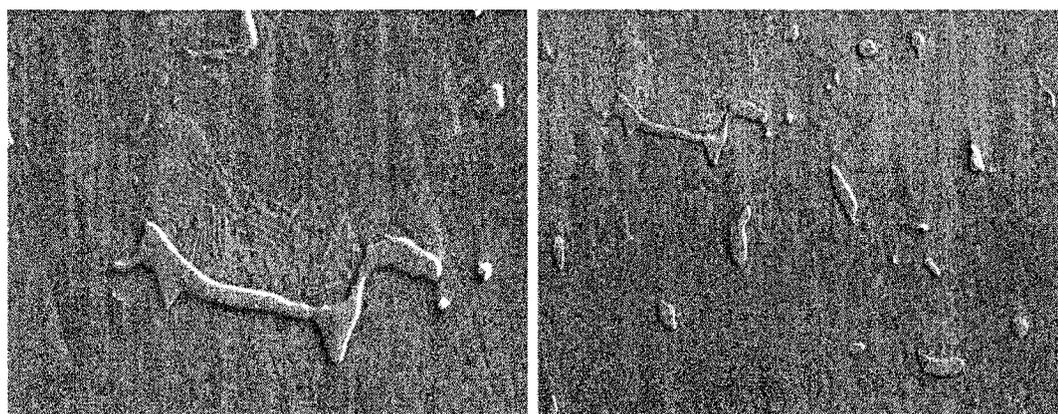


Figure 3.27 Microstructure d'alliage de magnésium AZ91E (x = 500).

L'alliage AZ91E présente la microstructure classique d'un alliage de fonderie. La micrographie 3.27 montre le détail des différents constituants de cette microstructure.

Les dendrites primaires, le constituant principalement d'une solution solide d'aluminium et de magnésium (98% Mg et 2% Al environ). L'extérieur de cette phase primaire est encore constitué d'une solution solide des deux mêmes éléments, mais plus riche en aluminium. Cette phase est visible sur la figure 3.27 en gris foncé. Lors de la solidification, il se forme l'eutectique classique Mg – Al, qui est visible sur la figure 3.27 en bas de la photo. La structure de cet eutectique est de type classique, lamellaire. Cette structure est clairement visible sur la figure 3.28.a à fort grossissement. Au fur et à mesure que la solidification se poursuit, un eutectique ternaire Mg – Al – Zn, avec moins de 2 % de zinc, se précipite à son tour dans le liquide restant. Ce composé a une structure presque continue (Figures 3.28.a et 3.28.b).

Un dernier précipité, plus clair, est présent, en eutectique ternaire Al-Mn-Mg (Figure 3.27).



a. (x=1000)

b. (x=500)

Figure 3. 28 Microstructure d'alliage du magnésium AZ91E.

Un autre aspect de la microstructure est observé à la figure 3.28.a. Les zones de solidification primaire sont entourées par de fines particules de Mg-Al, dont la composition habituellement admise est $Mg_{17}Al_{12}$. La présence de ces fins précipités souligne les frontières de la solidification primaire. Ils représentent aussi des points de faiblesse qui accroissent la fragilité de ce matériau. La propagation de la fissure se produit souvent le long de ces lignes d'intermétalliques (Figures 3.29.a, 3.29.b, 3.30.a et 3.30.b). Un traitement thermique approprié permettrait de faire disparaître ces précipités.

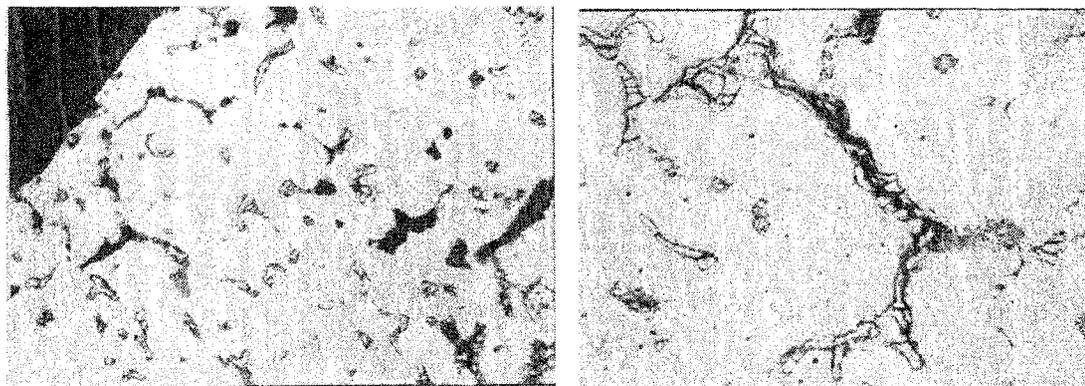
La figure 3.29.b montre la présence de défauts de fonderie, classiques dans tous les alliages produits par cette technique. Les porosités et les retraits de solidification (Figure 3.30.a) sont les défauts les plus courants. Le retrait final est souvent inévitable. La fissure suit évidemment les points de faiblesse du métal comme les chapelets d'inclusion (Figure 3.30.b) le plus souvent d'intergranulaires.

Un des aspects de la facilité d'usinage se retrouve donc dans la présence des phases secondaires et des retraits.



a. ($x = 100$), régions de cisaillement. b. ($x = 100$), zones de fissuration.

Figure 3. 29 Cisaillement d'un copeau d'alliage du magnésium AZ91E.

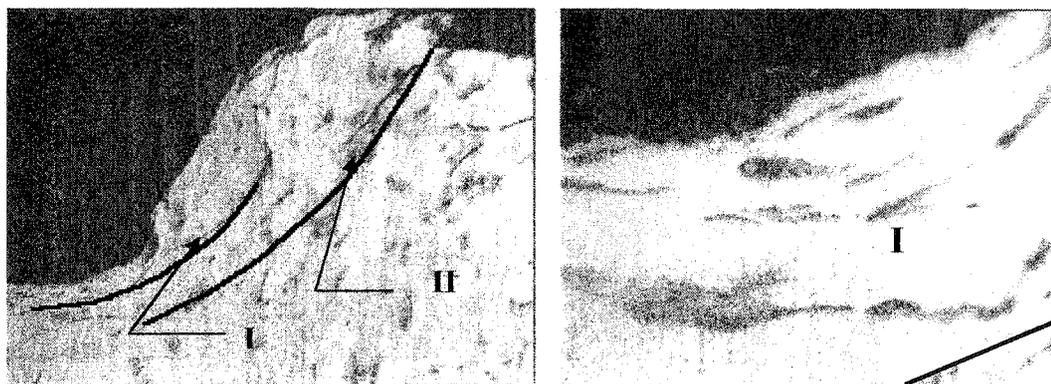


($x=50$), défauts de fonderie.

($x=100$), zones de fissuration et particules fragiles riches en zinc.

Figure 3. 30 Microstructure d'un copeau d'alliage du magnésium AZ91E.

Dans le cas de l'alliage AZ31, plus ductile, la formation du copeau est très différente. On distingue toujours (figure 3.31.a) la zone déformée plastiquement (I). Il est facilement possible de tracer la zone de cisaillement (II) qui est la limite entre le volume du matériau déformé et la matrice.



a. Zones de déformation plastique et de cisaillement ($x = 100$).

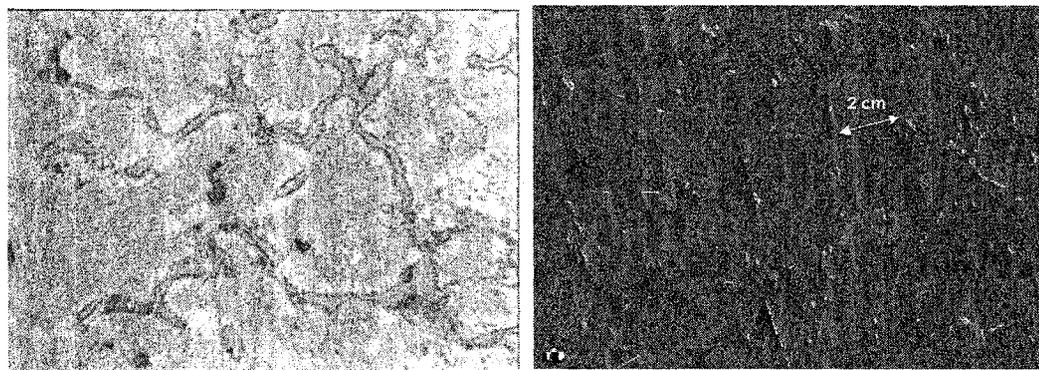
b. Zone de déformation plastique ($x = 500$).

Figure 3. 31 Coupe interrompue d'alliage du magnésium AZ31.

La figure 3.31.b (grossissement 500) montre la zone de transition, la forte présence d'une déformation plastique est visible. On peut noter que toutes les phases, déformables, se trouvent allongées (zone I) tandis que les particules dures ne sont pas perturbées. La transition entre le métal hautement déformé et la matrice est très facilement délimitable (Figure 3.31.a). L'alliage AZ31 est généralement destiné à la mise en forme par déformation plastique, souvent avec un traitement thermique avant, pendant et après la mise en forme.

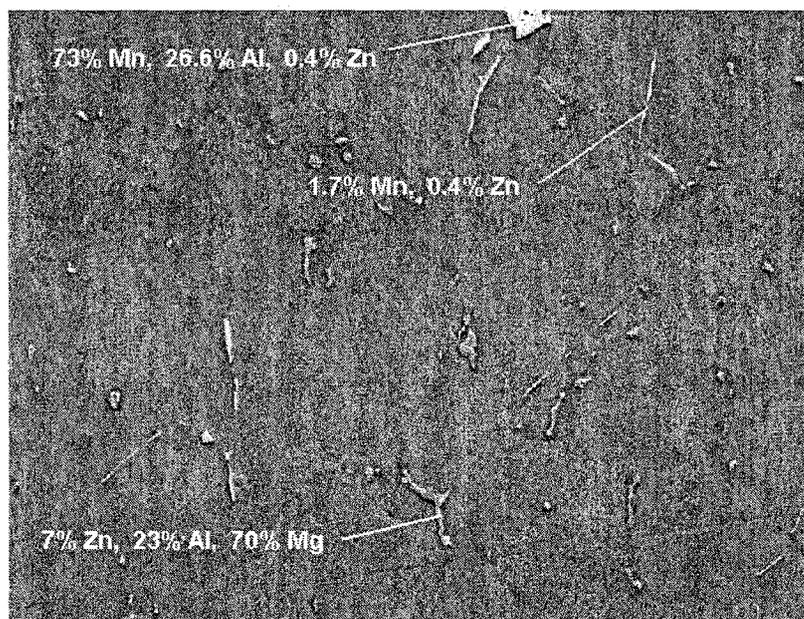
La microstructure de l'alliage AZ31 est proche de celle de son prédécesseur, le AZ91E. Sur la figure 3.32.a, on peut noter les mêmes caractères que précédemment. Le centre de la zone de solidification primaire est pauvre en aluminium (2 %) et enrichit sur l'extérieur des dendrites (8%), qui sont les zones plus blanches sur la photo. La phase intermétallique (proche de Mg-Al) est encore visible. Elle forme encore un réseau presque continu, ce qui explique que les copeaux formés sont encore courts, hachés. La figure 3.32.b illustre le réseau continu des phases Mg-Al. On peut deviner le réseau formé par ces intermétalliques. Les particules blanches ne sont que l'émergence des régions sous-jacentes. On peut ainsi déterminer la taille des cellules primaires, de l'ordre de grandeur de $2\text{cm}/200 = 100 \mu\text{m}$, ce qui signifie un refroidissement lent. Pour compléter ces observations de la microstructure, notons la présence de quelques précipités riches en manganèse et aluminium (73% Mn – 26.6% Al – 0.4 Zn), d'autres riches en aluminium et zinc (23 % Al – 7% Zn – 70% Mg) et d'aiguilles riches en manganèse et zinc et probablement magnésium (Figure 3.32.c). Cette microstructure un peu complexe est caractéristique de ce type d'alliage provenant de la fonderie.

On peut dire que la fragilité de ce type de matériau et la génération des copeaux de petites dimensions et bien cisailés lors du perçage sont reliées fortement à la présence de ces intermétalliques qui sont des points de faiblesse dans ce matériau. Par conséquent la ductilité du matériau en présence de ce type des précipités diminue et l'usinage devient plus facile.



a. (x=500)

b. (x=200)

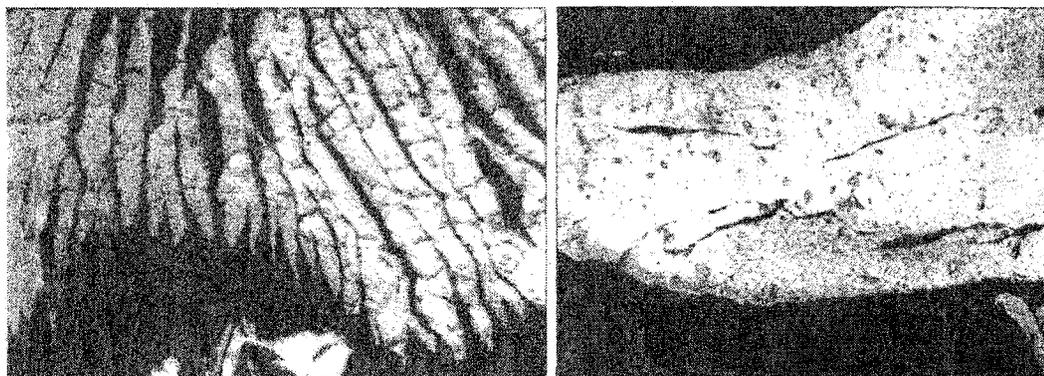


c. (x = 240)

Figure 3.32 Microstructure d'alliage du magnésium AZ31.

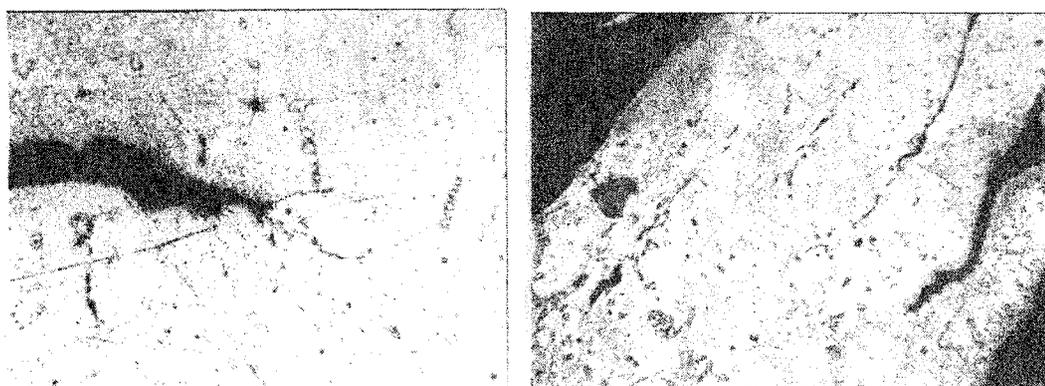
Le mécanisme de formation du copeau est donc très différent d'un alliage à l'autre suivant qu'ils sont ductiles ou fragiles et aussi suivant les modes de déformation plastique propres à chacun des matériaux.

La formation des copeaux dans les alliages de magnésium suit un mécanisme proche de celui observé dans l'alliage A356. Les copeaux sont de faibles dimensions (Figure 3.33.a). La figure 3.33.b montre une section d'un copeau qui souligne encore le caractère de fragilité très marqué. Les fissures se forment et se propagent de façon fragile (Figure 3.33.c). On peut noter la présence de microfissures qui se forment en tête de la fissure principale. Les copeaux sont parcourus par un grand nombre de fissures (Figure 3.33.d), qui soulignent la grande fragilité de ce type d'alliage.



a. (x=50)

b. (x=100)



c. (x = 200) rupture fragile

d. (x = 100) zone de rupture fragile

Figure 3. 33 Microstructure d'un copeau d'alliage du magnésium AZ31.

3.3 Usinabilité des composites à matrice métallique

L'amélioration de l'usinabilité des matériaux est une préoccupation constante des chercheurs depuis un siècle. On a ainsi développé des outils en acier rapide (HSS), des outils en carbure de tungstène dans les années 20 à 40, des outils en diamant dans les années 70 et enfin des outils revêtus. Parallèlement à cet effort d'amélioration des outils, on a adapté les matériaux à des vitesses de plus en plus grandes des machines outils. Ainsi par exemple, on a ajouté des additifs tels que le plomb, le phosphore, le soufre et quelques oxydes afin que les forces d'usinage soient faibles et les copeaux petits. Certains matériaux offrent des intérêts évident comme les aluminiums hypersiliciés dont la résistance au frottement est étonnante mais l'usinabilité médiocre. De fait, ces matériaux ont été de nouveau considérés lorsque les outils en diamant ont permis d'obtenir un usinage acceptable.

Les composites à matrice métallique rentrent dans cette catégorie de nouveaux matériaux : ils possèdent une très forte résistance à l'usure et une usinabilité médiocre.

L'influence des particules de renfort peut être illustrée sur le tableau V (Masounave J. CIM. 1993)

Tableau V

Caractéristiques des particules de renforts

Particules		
Type	Fines	grosses
Douce MoS ₂ , graphite, talc	I	II
Abrasive SiC, SiO ₂ , Al ₂ O ₃ , diamant	III	IV

Les composites renforcés par des particules du groupe IV sont pratiquement impossibles à usiner, tandis que ceux renforcés par des particules du groupe I sont très facile.

L'usinage des CMMp dépend de plusieurs facteurs. Pour des CMMp renforcés par des particules fines et dures (inférieures à 10 μm), des outils en carbure de tungstène revêtus peuvent être utilisés à condition que les profondeurs de coupe soient importantes (C. Lane, 1991). Lorsque les particules sont dures et grosses, l'usinage devient presque impossible. La taille des particules de carbure de silicium (15 μm), leur fraction volumique (inférieure à 20%), permettent un usinage avec des outils conventionnels en carbure de tungstène, à condition que le volume du copeau, donc l'avance, soit élevé.

Il a souvent été noté que, à basse vitesse, les forces de coupe sont indépendantes de la vitesse de coupe. Cette remarque a été vérifiée dans de nombreux métaux (J. Masounave et al. 1994, M.C Shaw 1957) et composites (J. Masounave et al. 1994).

Une des difficultés des composites à matrice métallique se trouve donc dans l'usinabilité. Généralement les particules de renfort sont abrasives et donc difficiles à usiner. En perçage par exemple, l'outil en acier rapide (HSS) s'use très rapidement. Pour diminuer le taux d'usure de l'outil, il a été proposé d'augmenter la dureté de l'outil et d'utiliser des outils de carbure, de NCB (nitrure cubique de bore) ou de PCD (polycristallin de diamant) (Masounave et al., 1994). Ces auteurs ont montré que la force normale peut être décrite par une relation qui tient compte uniquement de l'usure de l'outil et de l'avance. Cette loi ne dépend pas explicitement de la taille et de la fraction volumique des particules de renfort, mais il est à noter qu'elle a été établie pour des composites renforcés par des particules de SiC de 15 μm et des fractions volumiques inférieures à 20 %.

$$F = (a + bV_b)f^n + (C + DV_b) \quad (3.18)$$

Avec

F : force normale (N)

a : caractéristique de la matrice

b : caractéristique de l'usure

C : constante

f : avance (mm/rév)

V_b : usure (mm)

D : diamètre du foret (mm)

Le terme $(C + DV_b)$ de l'équation (1) est très petit et peut être négligé. On obtient donc :

$$F = (a + bV_b) f^n \quad (3.19)$$

Le tableau VI indique la composition des composites étudiés

Tableau VI

Composition des alliages de composites

Composition (%)	10S-4G	6S-2.5G	5A-4G
A356	86	91.5	91
SiC	10	6	-----
G-Ni	4	2.5	4
Al ₂ O ₃	-----	-----	5

Le but de ce travail est de pouvoir préciser l'influence de type de particule sur l'usinabilité.

3.3.1 Forces de coupe

La figure 3.34 montre que la force normale ne change pas avec la vitesse de coupe. Ce résultat a été déjà obtenu pour d'autres métaux comme les alliages d'acier, d'aluminium, le bronze et le cuivre.

Sur la figure 3.34 il est évident qu'une petite concentration de graphite tend à réduire l'effet négative de SiC. En fait, une mince couche du graphite a été remarquée sur la surface de l'outil après l'usinage. Cette couche est un bon lubrifiant qui explique la réduction de l'effet des particules dures. À partir de ces résultats on peut conclure qu'une petite quantité de graphite est suffisante pour assurer une bonne lubrification.

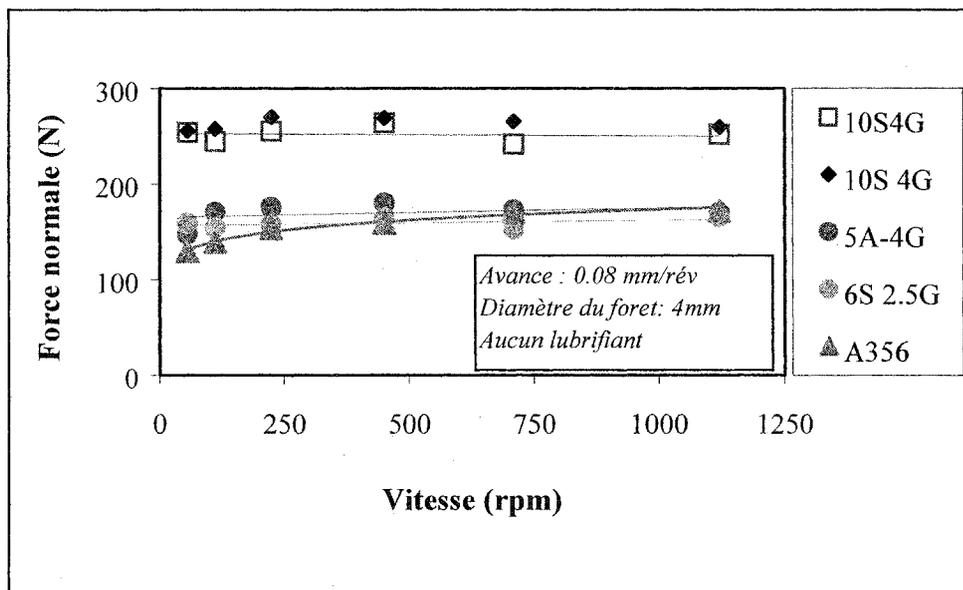


Figure 3. 34 Force normale en perçage des alliages de composite et d'un alliage d'aluminium de matrice (A356) en fonction de la vitesse de coupe.

La figure 3.35 montre que la force normale n'est pas sensible aux particules de renforts, elle dépend seulement de la matrice. En fait, la force de coupe est le résultat de la concurrence de deux actions opposées:

- Les particules de renfort dures qui tendent à augmenter la force de coupe.
- Les particules de renfort incorporées douces qui tendent à lubrifier les contacts copeau-outil et outil-pièce et à diminuer par conséquent la force de coupe.

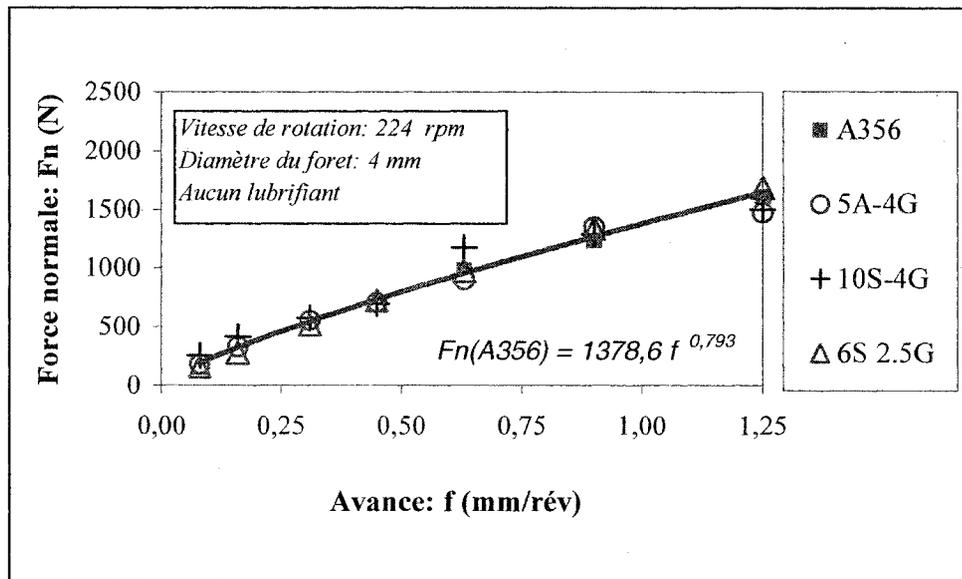


Figure 3. 35 Force normale en perçage des alliages de composite et d'un alliage d'aluminium de matrice (A356) en fonction de l'avance.

Les alliages de fonderie présentent une plus grande facilité d'usinage. Leur faible ductilité entraîne la formation de copeaux courts ce qui diminue la force de coupe. Le frottement du copeau dans l'hélice augmente avec la longueur du copeau. D'une façon générale, les forces qui s'opposent au déplacement vertical du foret peuvent se schématiser par une loi additive :

$$F = F_p + F_a + F_{cis} + F_f + F_{fis} \quad (3.20)$$

La force de coupe dépend de :

l'arête principale de coupe (F_p), l'âme (F_a), le cisaillement (F_{cis}), le frottement entre l'outil et le copeau (F_f), la formation de fissures (F_{fis}).

La force normale pour l'alliage A356 et pour le GrA-Ni composite contenant de particules de renfort de SiC ou de Al₂O₃ semble être la même. Une fois la couche de graphite est créée la force de frottement diminue. Cette force est fonction seulement du matériau et de la rugosité de la surface de l'outil. Quand le perçage est lubrifié l'influence des particules de renfort dures diminue. À partir de ces résultats on peut conclure que :

- La force normale pour l'alliage A356 est plus petite que celle pour l'alliage 6061-T6. La figure (3.35) montre que la force normale est la même pour tous les matériaux fragiles étudiés, peu importe la raison ou l'origine de cette fragilité. Cette constatation nous permet de négliger la force de cisaillement (F_{cis}) pour les matériaux fragiles.
- La force de formation des fissures (F_{fis}) n'est pas affectée par la présence des particules de graphite.

Avec ces constatations précédentes, l'équation (3.20) devient :

$$F = F_a + F_p + F_f \quad (3.21)$$

Pour les matériaux fragiles la friction entre l'âme du foret et le matériau est plus petite que celle générée entre le copeau et l'outil. La force de friction augmente si le pourcentage des particules de renforts dures augmente et diminue avec la lubrification.

La force de coupe est indépendante de la vitesse, quelque soit le métal ou le composite métallique étudié, pour des vitesses de coupe faibles, inférieures à 15 m/min.

Quelque soit le métal, l'influence de l'avance se décrit par une relation de type :

$$F_n = A \cdot f^{0.8} \quad (3.22)$$

Avec

F_n – la force normale (N)

A – une constante

f – l'avance (mm/rév)

Cette loi a déjà été obtenue pour plusieurs matériaux (J. Masounave, 1995). Il est possible de généraliser les résultats suivants :

- *La force de coupe est fonction de la vitesse d'avance (exposant 0.8) et de la matrice de CMMp si le lubrifiant est effectif.*
- *Il est difficile d'extrapoler les résultats de CMMp avec une matrice ductile. Tous les CMMp étudiés ont une matrice fragile.*

La présence de particules de renfort dures et molles dans les alliages diminuent le moment (Figures 3.36 et 3.37). L'arête rapportée (A.R.) ne se forme pas en présence de particules de renfort ce qui diminue l'adhésion des copeaux sur l'outil. L'effet de l'A.R. est bien connu, elle entraîne une formation de surface rugueuse. L'absence d'A.R. conduit à un usinage stable. Le moment devient donc plus petit. Le moment peut se décrire de façon classique par :

$$M = B \cdot f^n \quad (3.23)$$

Avec

M – moment (N.m)

B – constant

f – avance (mm/rév)

$n = 0.8 - 0.9$ pour les l'alliage A356; $n = 0.3 - 0.7$ pour les GrA-Ni composites.

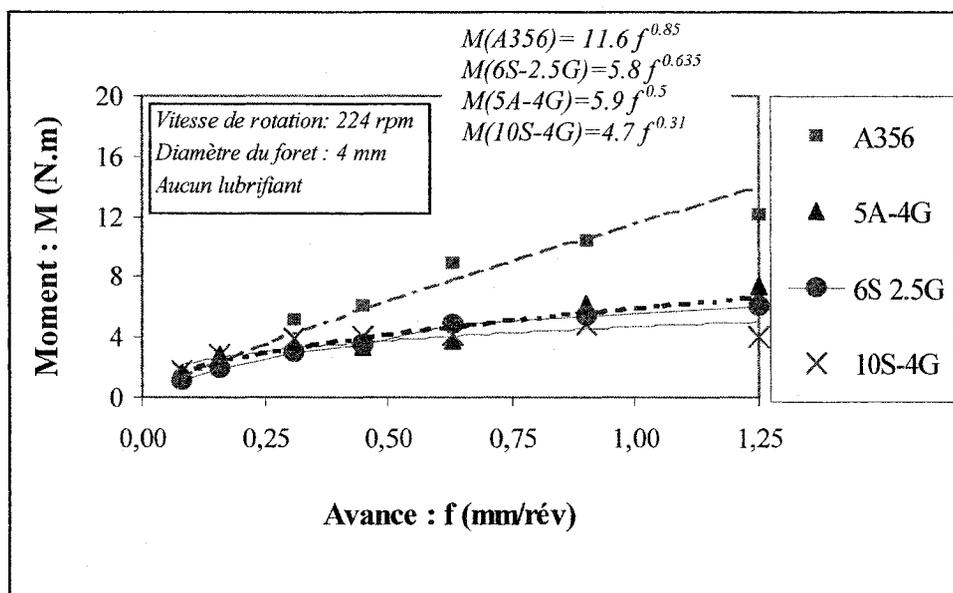


Figure 3.36 Moment en perçage des alliages d'aluminium et de composites en fonction de l'avance.

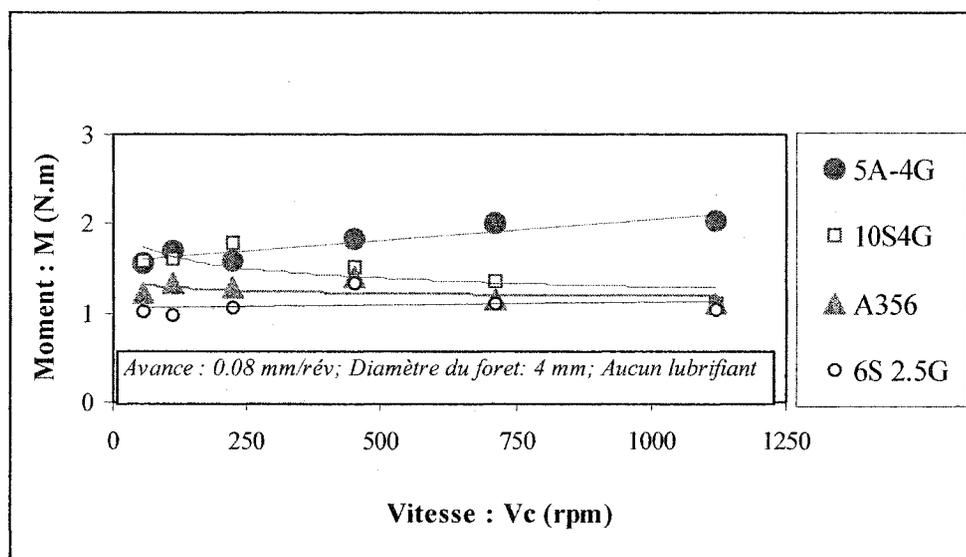


Figure 3.37 Moment en perçage des alliages d'aluminium et de composites en fonction de la vitesse de coupe.

Dans le cas de matrice non renforcée (A356) où on enregistre une élévation notable de la température à cause du frottement entre les copeaux et l'outil, il n'y a pas, dans le cas des CMMp d'échauffement important. Le mécanisme de formation du copeau est donc très différent pour les matériaux fragiles et ductiles. L'exposant (n) traduit cette différence de comportement.

3.3.2 Coefficient de friction et angle de cisaillement

La figure 3.38 nous permet de déduire le coefficient de friction en fonction de l'avance par la relation suivante :

$$\mu = k \cdot f^n \quad (3.24)$$

Avec

$n = 0.2 - 0.3$ pour les composites

$n = 0.1$ pour l'alliage A356

μ : coefficient de friction

k : constante

f : avance

À partir des courbes de tendance (Figure 3.38) on obtient les relations de coefficient de friction suivantes :

$$\mu (10S-4G) = 0.69 \cdot f^{0.3} \quad (3.25)$$

$$\mu (6S-2.5G) = 0.6 \cdot f^{0.21} \quad (3.26)$$

$$\mu (5A-4G) = 0.56 \cdot f^{0.22} \quad (3.27)$$

$$\mu (A356) = 0.34 \cdot f^{0.1} \quad (3.28)$$

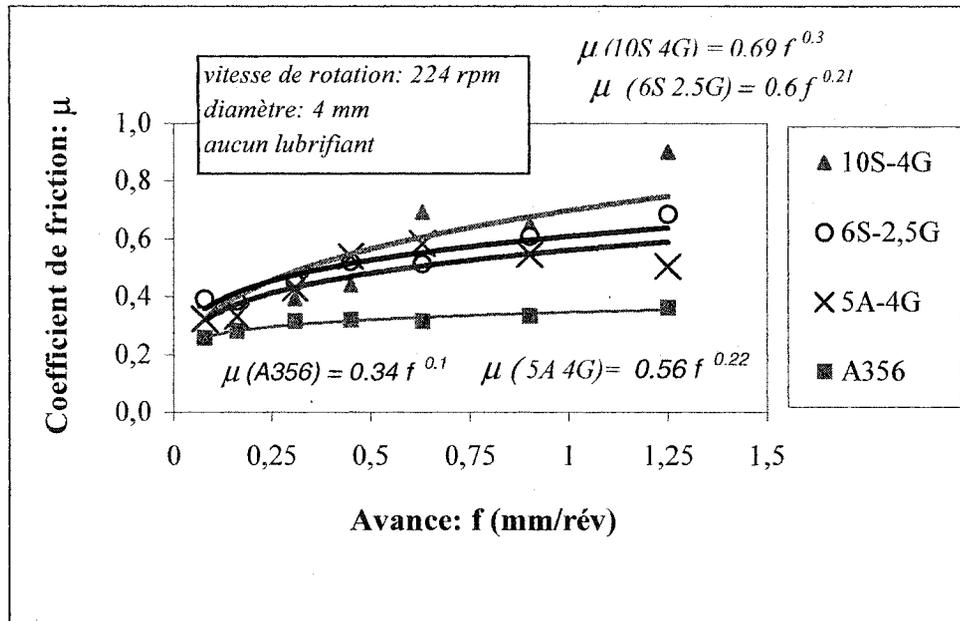


Figure 3. 38 Coefficient de friction de l'alliage d'aluminium et de composites en fonction de l'avance.

La figure 3.38 résume les coefficients de friction des différents composites graphitiques et celui de leur matrice qui est de l'alliage d'aluminium hypo-eutectique (A356). À la vitesse de rotation de 224 rpm et à une avance de 0.08 mm/rév (conditions correspondant à une charge normale de 150 N), il apparaît que les particules dures (SiC de l'ordre 3000 à 3500 HV) augmentent le coefficient de friction. Lorsque le composite contient des particules de dureté intermédiaire comme l'alumine (dureté de l'ordre de 2100 HV) dans le composite 5A-4G et du graphite, le coefficient de friction est plus bas que celui du composite 6S2.5G dont le nombre total de particules de renfort est comparable. Il a été en effet démontré par Rohatgi, Ray et al. (1993) qu'avec des petites quantités de graphite (inférieur à 20 % par unité de volume), le coefficient de friction du composite résultant chute beaucoup alors qu'à plus de 20% par unité de volume, le coefficient de friction se stabilise à 0.2 et reste constant.

Le coefficient de friction (μ) se mesure en divisant la force tangentielle (force de coupe F_c) par la force normale (F_n) à la surface de coupe :

$$\mu = \frac{F_c}{F_n} \quad \text{avec} \quad \mu = \frac{F_c \sin \alpha + F_n \cos \alpha}{F_c \cos \alpha - F_n \sin \alpha} \quad (3.29)$$

Avec

F_c : force tangentielle (N)

F_n : force normale (N)

α : angle de coupe (deg)

Le coefficient de friction est plus élevé pour les matériaux ductiles que pour les matériaux fragiles. Il est indépendant de la vitesse de coupe.

Pour les CMMp le coefficient de friction est plus élevé que pour les alliages d'aluminium à cause de l'augmentation de la dureté du matériau en présence des particules de renfort.

Les particules dures comme (SiC, Al₂O₃), font augmenter le coefficient de friction de façon remarquable (Figure 3.38). La différence du coefficient de friction entre les alliages de 10S-4G et A356 fait expliquer l'augmentation des propriétés tribologiques de ces alliages en présence des particules de renfort. Ces particules sont nécessaires pour augmenter les propriétés mécaniques et la résistance à l'usure de la pièce, mais elles amènent à une usure très rapide de l'outil de coupe et par conséquent à une qualité mauvaise de la surface usinée. La présence des particules molles comme le graphite aide à diminuer le coefficient de friction à cause du rôle qu'elles jouent comme un lubrifiant solide ce qui est bien constaté sur la figure (3.38) où le coefficient de friction varie un peu avec la vitesse d'avance donc avec la charge normale sur l'outil.

L'alliage 5A-4G a un coefficient de friction entre 0.35 et 0.45 tandis que l'alliage 6S-2.5G a un coefficient de friction entre 0.4 et 0.65.

L'angle de cisaillement est une indication de mécanisme de coupe. On peut calculer l'angle de cisaillement par la relation 3.17.

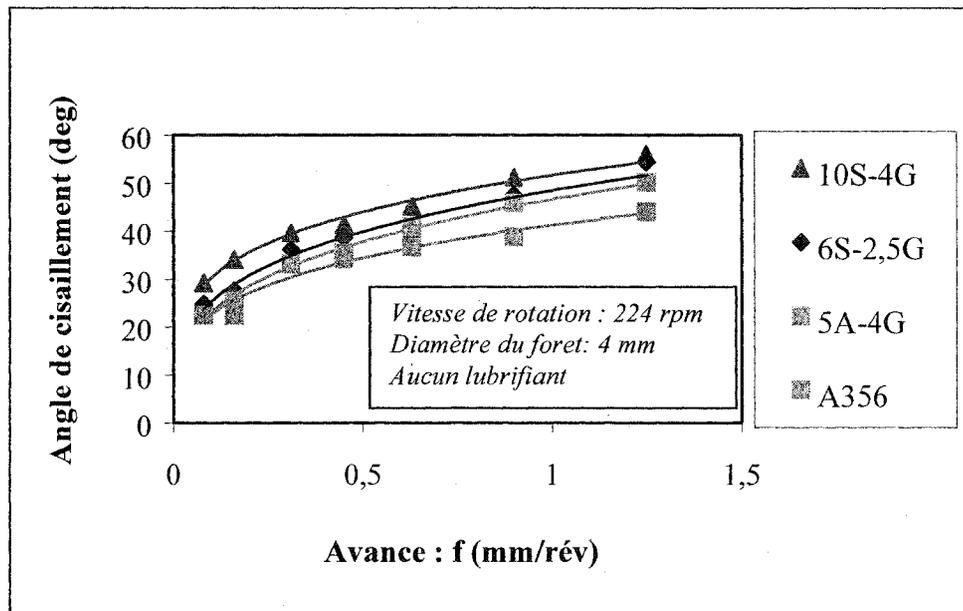


Figure 3. 39 Angle de cisaillement de l'alliage d'aluminium et de composites en fonction de l'avance de coupe.

L'angle de cisaillement pour les matériaux fragiles et ductiles ne dépend pas de la vitesse de coupe et du diamètre du foret. Il est plus élevé pour les matériaux fragiles que pour les matériaux ductile.

L'angle de cisaillement peut renseigner sur les forces de coupe. Plus l'angle de cisaillement est élevé plus les copeaux sont minces. Les petits copeaux se dégagent bien sur la flûte de l'outil ce qui entraîne un coefficient de friction plus petit et par conséquent un abaissement des forces de coupe. L'angle de cisaillement pour les alliages qui contiennent des renforts durs (SiC) est plus élevé que celui d'alliages d'aluminium sans renfort A356 (Figure 3.39). On peut supposer que l'augmentation de l'angle du cisaillement est due à la diminution de la ductilité, ce qui améliore la ségmentation des copeaux.

3.3.3 Formation des copeaux

La segmentation élevée des copeaux de CMMp par rapport à l'alliage d'aluminium (A356) est remarquable (Figure 3.40, a et b). La diminution de la taille des copeaux des alliages de CMMp est due à l'augmentation de la fragilité du matériau causée par la présence des particules de renfort (graphite et carbure de silicium).

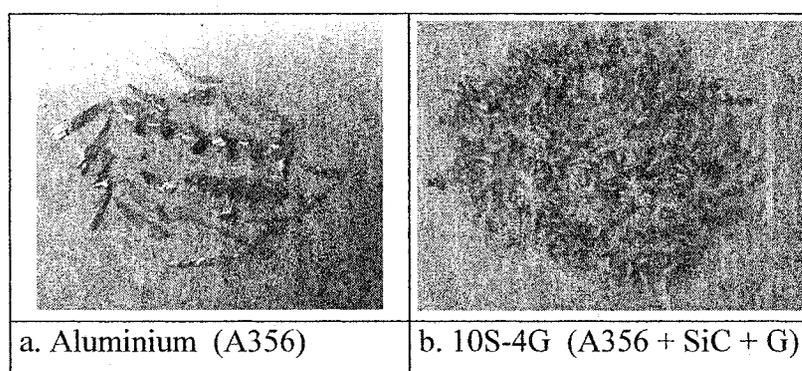


Figure 3. 40 Représentation des copeaux de composites et d'alliage d'aluminium (A356).

Les particules de graphite s'usent pendant l'usinage pour jouer le rôle de lubrifiant sur les faces de coupe et la dépouille de l'outil (Figures 3.41 a et b). Ceci réduit la friction et l'usure de l'outil. La figure (3.41 c) montre la zone de cisaillement d'un copeau d'alliage A356 (zone A). Il est évident sur cette figure que les fissures se propagent dans les zones eutectiques (zones grises) de façons différentes de la propagation des fissures dans le cas du composite. La figure (3.41 d) est un bon exemple de la microstructure d'un alliage de CMMp. On peut noter la présence de plusieurs deuxièmes phases : le silicium primaire proche de posséder une géométrie aciculaire, des zone où les dendrites sont grosses, et enfin la trace laissée par les particules de Ni-Gr qui ont parfois été arrachées.

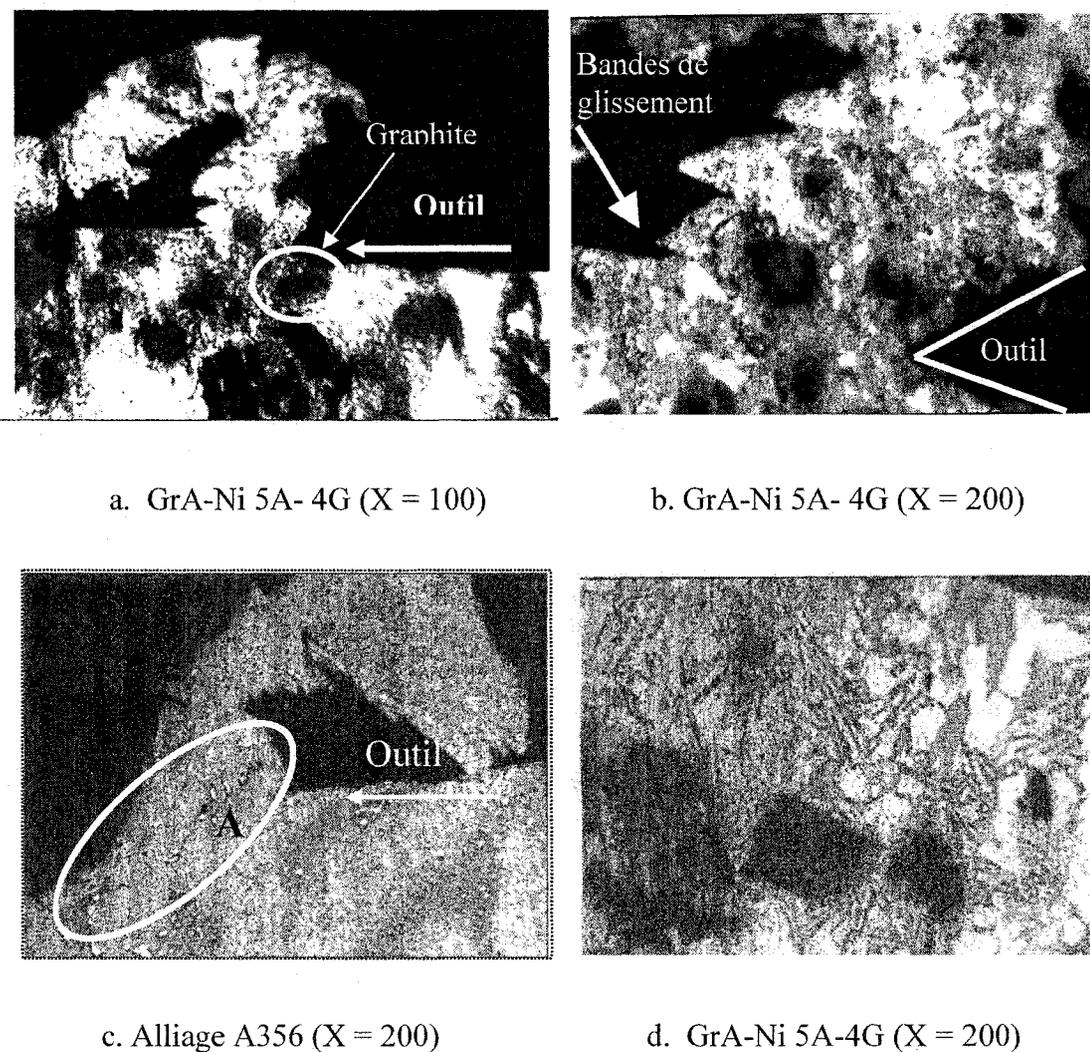


Figure 3. 41 Représentation de formation du copeau par une coupe interrompue.

L'inhomogénéité de la microstructure est évidente (Figure 3.41 d). Les particules de graphite peuvent être petites ou grosses, la phase primaire de silicium peut être aciculaire ou grossière, les dendrites primaires fines ou grosses. Une telle inhomogénéité ne favorise pas la production de copeaux longs. Les fissures sont initiées et se propagent dans les zones de faiblesse.

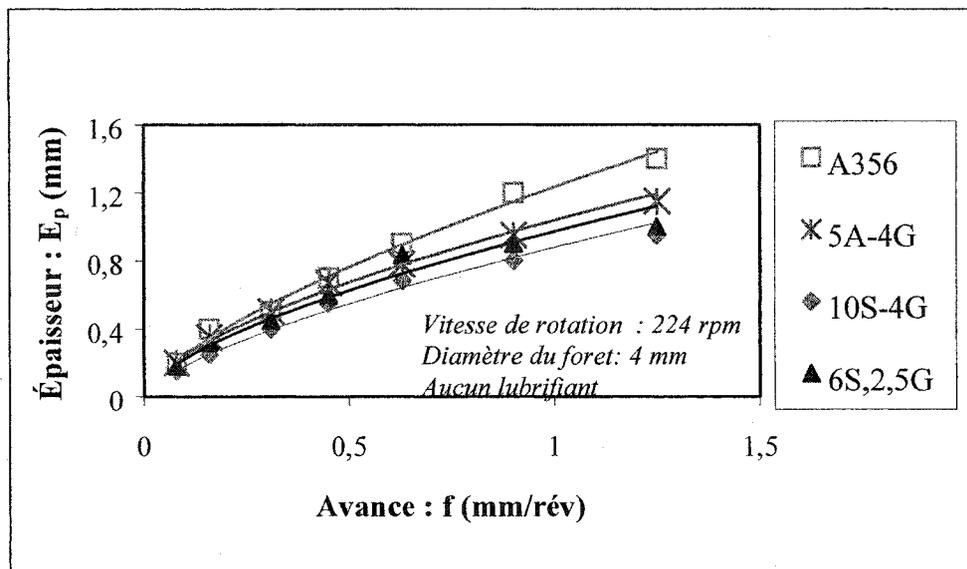


Figure 3.42 Épaisseur des copeaux de composites et d'aluminium en fonction de l'avance.

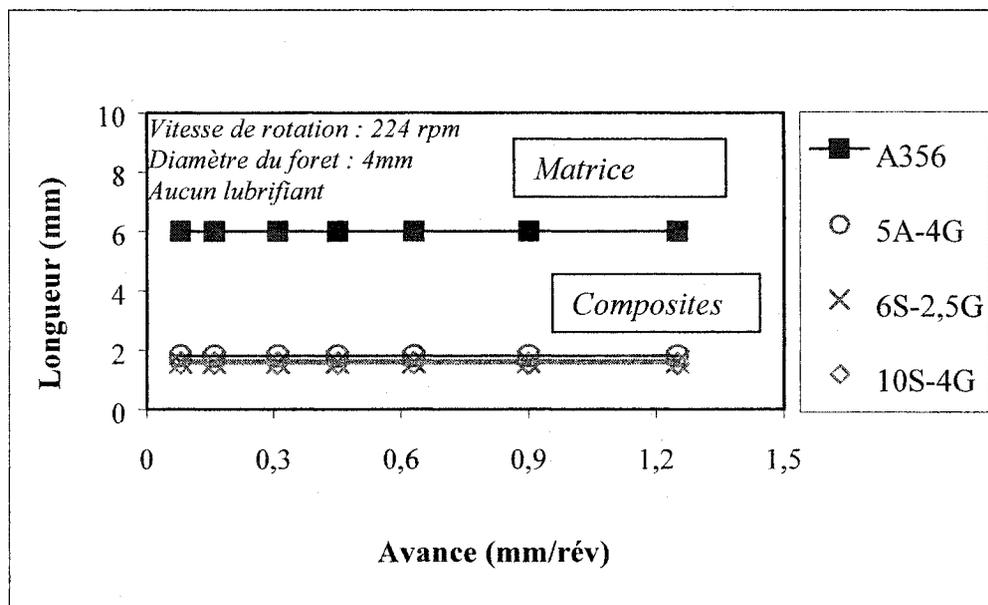


Figure 3.43 Longueur des copeaux d'aluminium et de composites en fonction de l'avance.

Les particules de renfort dans les alliages de CMMp augmentent la dureté et diminuent la ductilité de ces alliages. La diminution de la ductilité de la pièce conduit à la génération des copeaux de petites dimensions et bien segmentés (Figures 3.42, 3.43). La longueur et l'épaisseur des copeaux de composites sont plus petites et plus uniformes que pour ceux des alliages d'aluminium sans renfort.

Les résultats classiques obtenus précédemment par M.C. Shaw (1957) et plus tard par J. Masounave (1994) montrent que la vitesse de coupe n'influence pas la force normale ou la force tangentielle pour de nombreux métaux et composites. Masounave et al. ont avancé l'hypothèse que la vitesse de déformation dans la zone de cisaillement est beaucoup plus grande que celle de la vitesse de coupe. L'évolution de la zone de cisaillement se fait donc à des vitesses plus grandes que la vitesse de coupe. Ce résultat peut aujourd'hui se généraliser encore : la force normale n'est pas influencée par la vitesse de coupe pour des alliages de composites renforcées par des particules dures et molles. Cette présente généralisation s'applique pour des vitesses de coupe basses qui vont jusqu'à 15 m/min. Il est probable que cette constatation deviendra fautive pour des vitesses de coupe plus élevées.

À haute vitesse le frottement mais surtout la déformation plastique entraîne une brutale élévation de la température que l'on peut considérer comme adiabatique, ce qui se traduit donc par une élévation de température du copeau sans que la pièce soit notablement affectée thermiquement. L'augmentation de la température de coupe entraîne un affaiblissement des propriétés mécaniques du copeaux et donc une diminution de la force de coupe.

Dans le cas qui nous intéresse, la température du copeau n'évolue pas beaucoup et donc l'influence de la vitesse n'est pas importante.

Par contre la force normale est fortement influencée par l'avance. Un raisonnement simple permet d'illustrer la relation entre la force normale et l'avance (Figure 3.44). Plus

l'avance est élevée plus la surface de coupe est grande plus le volume des copeaux est important.

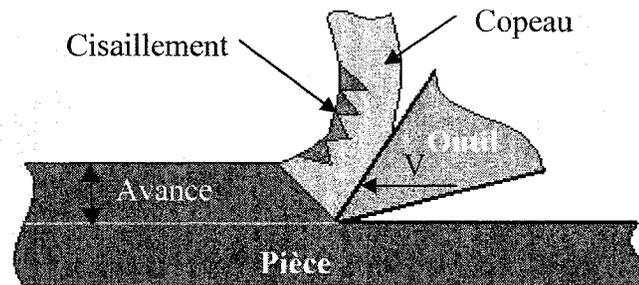


Figure 3. 44 Mécanisme de coupe orthogonale.

Ce simple raisonnement explique la loi trouvée pour la quasi totalité des métaux :

$$F_n = A \cdot f^{0.8} \quad (3.31)$$

Avec

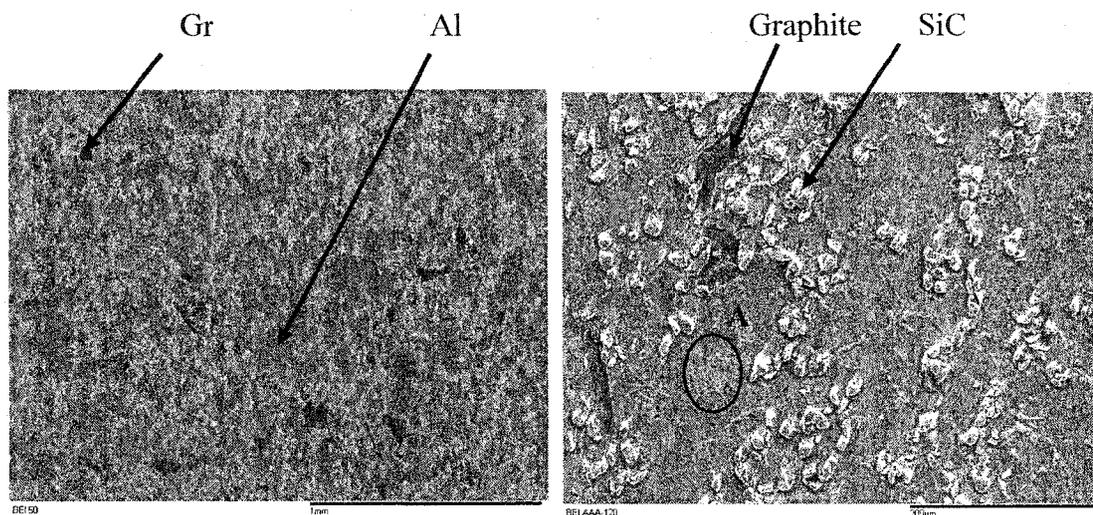
F_n : force normale (N)

A : constante

f : avance (mm/rév)

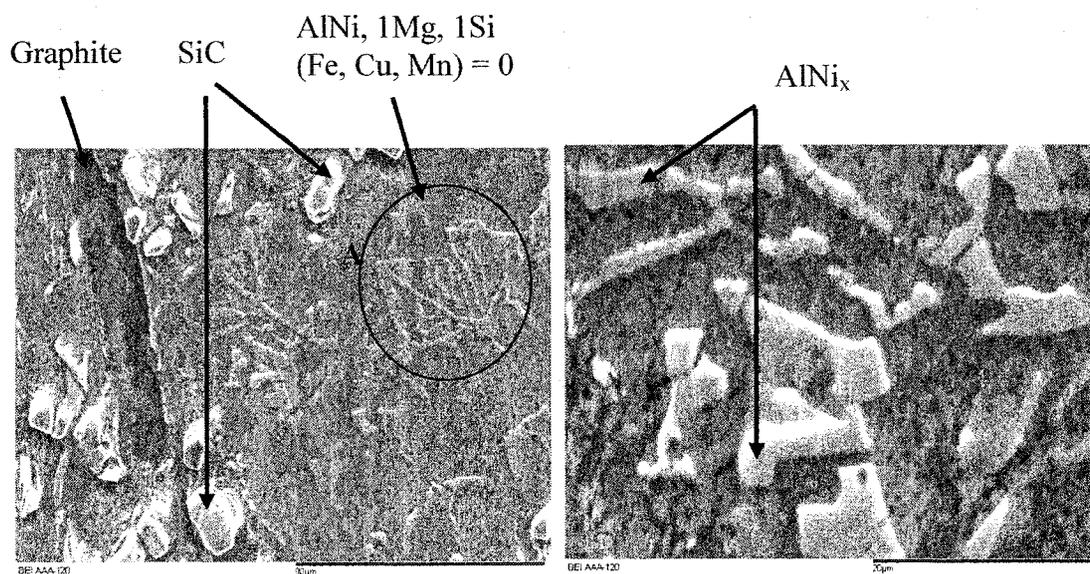
3.3.4 Microstructure

Les figures 3.45 a,b,c et d montrent la microstructure pour quatre grossissements différents du composite GrA-Ni 10S-4G. On peut noter la présence de l'intermétallique $AlNi_x$. La figure 3.45.a, montre la distribution des particules de graphite et de SiC dans la matrice. Sur les figures 3.45.b et 3.45.c, on peut noter que l'intermétallique $AlNi_x$ occupe une grande partie des régions interdendritiques. Sur la figure 3.45.d on peut noter l'aspect très cristallographique de cette intermétallique.



a. magnification 50x

b. magnification 200x



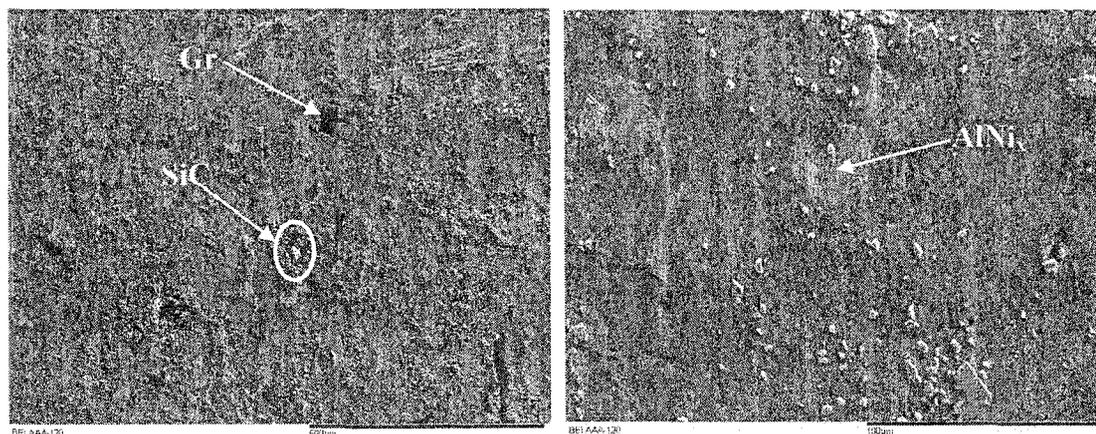
c. region A magnification 600 x

d. magnification 2400x

Figure 3. 45 microstructure des sections du composite GrA-Ni 10S-4G.

La situation est légèrement différente pour l'alliage 6S 2.5G. On peut observer sur la figure 3.46.a (haut du lingot) que la densité des particules est plus faible. La figure

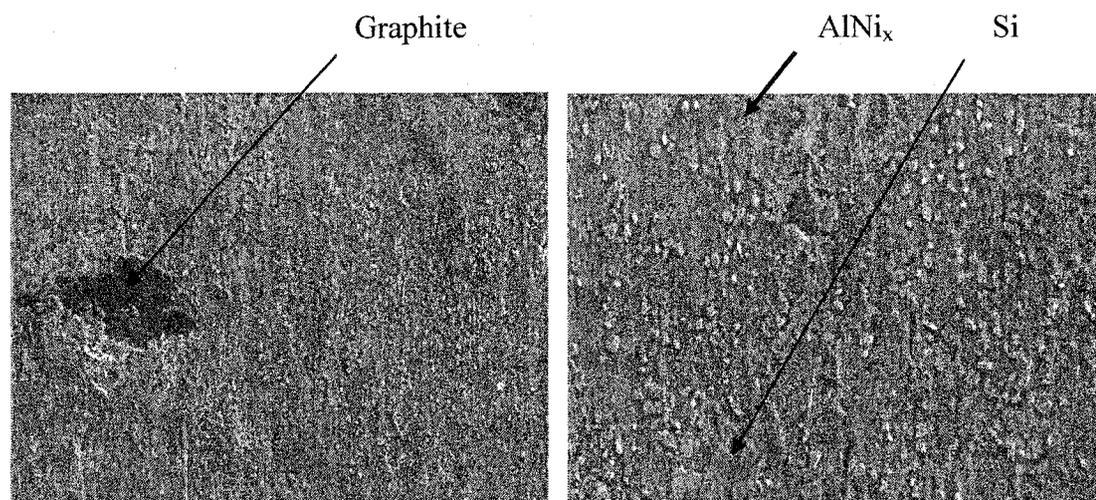
3.46.b, montre à plus fort grossissement la répartition de ces particules. L'alliage est donc renforcé par des particules de SiC et des particules de $AlNi_x$.



a. GrA-Ni 6S 2.5G (500x)

b. GrA-Ni 6S 2.5G (100x)

Figure 3. 46 Microstructure des sections du composite GrA-Ni 6S 2.5G en haut du lingot.



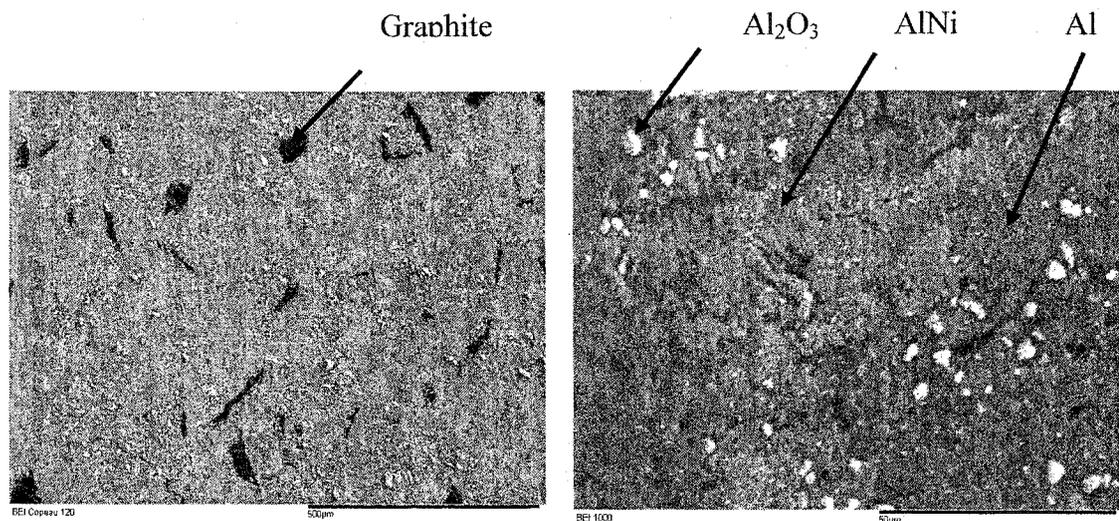
a. GrA-Ni 6S 2.5G (500x)

b. GrA-Ni 6S 2.5G (1000x)

Figure 3. 47 Microstructure des sections du composite GrA-Ni 6S 2.5G en bas du lingot.

Les figures 3.47.a et 3.47.b, représentent le même alliage mais pris en bas du lingot. On peut apercevoir très facilement des particules de silicium (Figure 3.47.b). On peut aussi noter la présence de gros amas $AlNi_x$. La présence de l'intermétallique $AlNi_x$ de forme 'aérienne' observé dans les micrographies 3.45.c ne se retrouve pas dans les micrographies 3.46 et 3.47.

Les mêmes remarques s'imposent pour l'alliage 5A 4G. que pour l'alliage 6S-2.5G en haut de lingot. Il y a peu de particules de renfort (Figure 3.48), et elles sont de faibles dimensions.



a. GrA-Ni 5A-4G (100x)

b. GrA-Ni 5A-4G (500x)

Figure 3. 48 Microstructure des sections du composite GrA-Ni 5A-4G.

La figure 3.48.a représente la microstructure du composite qui constitue de la matrice de A356 renforcée par 5 vol% de l'alumine (Al_2O_3) et 4 vol% de particules de nickel et de graphite. Dans la matrice se trouve aussi l'intermétallique à base du nickel ($AlNi_x$) qui a été formé par la dissolution du nickel dans l'aluminium.

Le volume des particules d'alumine n'est pas très homogène (Figure 3.48.b). Sur cette figure on peut remarquer la présence des larges particules d'alumine environ 10 à 15 μm et des petites particules environ 1 μm .

On peut donc conclure en étudiant les trois composites qu'on retrouve la présence de :

- Dendrites d'aluminium presque pur.
- $AlNi_x$ qui s'est formé en premier dans le liquide.
- Particules de Si formées pendant la formation du deuxième eutectique $AlSi$.
- Particules de SiC de environ $20\mu m$ et d'autres, plus fines de 1 à $5\mu m$. Cette dernière classe de particules est surtout présente dans l'alliage 6S-2.5G.
- Particules de graphite ayant perdu leur revêtement de nickel.
- Quelques fois nous avons noté de bulles d'air (Figure 3.49). Les bulles sont décorées de particules de SiC.

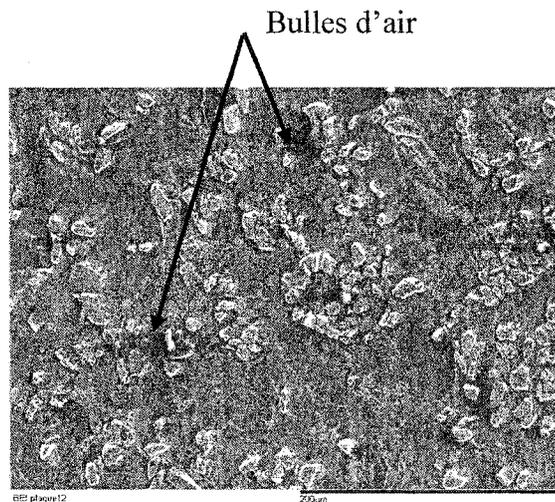


Figure 3. 49 Microstructure du composite de GrA-Ni 10S-4G (270x).

3.4 Conclusion

3.4.1 Alliages de magnésium et d'aluminium

Lors du perçage des alliages de magnésium et des alliages d'aluminium à sec, il a été montré que les alliages de magnésium s'usinent mieux comparés aux alliages d'aluminium:

- Les forces de coupe enregistrées lors du perçage des alliages de magnésium sont plus faibles que celles requises pour percer les alliages d'aluminium.
- La loi établie par Shaw qui exprime la force normale en fonction de l'avance puissance 0.8 est différente pour les alliages de magnésium. Pour le magnésium l'exposant (n) varie de 0.8 à 1
- La force normale et le moment sont indépendantes de la vitesse de coupe pour tous les matériaux testés (matériaux ductiles comme le 6061-T6 et matériaux fragiles tel que AZ31). La force normale et le moment augmentent fortement avec l'augmentation de l'avance de coupe.
- Le coefficient de friction est une bonne indication du mécanisme de coupe. Il ne dépend pas de la vitesse de coupe pour tous les matériaux analysés. La ductilité du matériau et l'augmentation de la température amènent à un coefficient de friction plus élevé. Les coefficients de friction des alliages de magnésium AZ31 et AZ91E sont plus bas que ceux des alliages 6061-T6 et A356.
- Le comportement ductile ou fragile des matériaux, le type de frottement à l'interface outil-copeau ainsi que l'angle de cisaillement observés lors de la coupe conditionnent le mode de formation et la taille des copeaux, ainsi que les forces de coupe lors de l'usinage des métaux.
- Les alliages d'aluminium, en l'occurrence le 6061-T6 qui présente un comportement ductile, génèrent des copeaux très longs et épais. L'angle de cisaillement est plus faible, le coefficient de friction est plus élevé et par conséquent, les forces de coupe sont plus importantes. Tandis que l'alliage d'aluminium de fonderie A356 requiert moins de forces de coupes que l'alliage 6061-T6. Les copeaux de A356 sont

discontinus et moins longs (de l'ordre de 2% la longueur de ceux de 6061-T6) et d'épaisseurs comparables.

- La formation des copeaux dans les alliages de magnésium suit un mécanisme proche de celui observé dans l'alliage A356. Les copeaux sont de faibles dimensions et les fissures naissent et se propagent de façon fragile. L'analyse des copeaux de AZ31 par exemple montre que les copeaux sont parcourus par un grand nombre de fissures qui soulignent la grande fragilité de ce type d'alliage. L'angle de cisaillement lors de la coupe des alliages d'aluminium est élevé, ce qui conduit à la formation des copeaux courts et détachés.
- L'on peut caractériser la fragilité des matériaux en se servant de la force normale produite lors du perçage. Le comportement fragile du matériau évite l'adhésion du copeau sur l'outil et donc entraîne un coefficient de friction bas, ce qui réduit l'usure des outils.

3.4.2 Composites à matrice métallique

L'étude des forces de coupe, de la formation des copeaux et de l'influence des particules de renfort de CMMp nous permet à conclure que :

- La force de coupe est fonction de la vitesse d'avance, de la matrice et de la nature des particules de renfort.
- Le graphite joue un rôle de lubrifiant solide qui diminue les forces de coupe et protège l'outil contre l'usure.
- Les relations classiques qui ont été trouvées par Shaw (1955) et confirmées par J. Masounave (1995) et qui relient la force normale et le moment avec l'avance est

applicables pour les GrA-Ni composites avec une matrice d'alliage d'aluminium A356.

- Les copeaux deviennent plus cassants suite à l'augmentation de l'angle de cisaillement et aux discontinuités dans le composite. Plus les copeaux se cassent vite, plus le moment de coupe diminue. De même, plus les copeaux se cassent, plus le graphite se libère et lubrifie la coupe dans le cas des composites contenant du graphite.

CHAPITRE 4

USINABILITÉ DES ALLIAGES D'ALUMINIUM ET DES COMPOSITES AUX VITESSES MOYENNES

4.1 Introduction

L'usinage a subi de fortes modifications dans les trois dernières décennies. Pendant cette période de temps les modifications furent nombreuses. L'amélioration mécanique des machines, surtout des broches, a permis d'atteindre des vitesses de coupe de plus en plus élevées. On peut aujourd'hui trouver sur le marché des machines qui peuvent atteindre 100.000 RPM. Parallèlement à cette grande évolution des machines d'usinage, on a vu apparaître de nouveaux matériaux qui possédaient une bonne résistance à l'usure et au frottement mais qui sont très difficiles à usiner.

Parallèlement, les outils de coupe sont devenus de plus en plus raffinés. En effet, la présence de deuxième phase dure dans des matériaux comme les fontes blanches ou les composites à matrices métalliques renforcées par des particules dures, exigeait l'utilisation d'outils améliorés afin de résister à l'abrasion. On a donc vu apparaître sur le marché des outils en carbure de tungstène présentant des revêtements de plus en plus sophistiqués. La présence de ces outils possédant une forte résistance à l'abrasion a permis d'usiner des matériaux difficiles comme les aluminium hypersiliciés, les fontes blanches à haut chrome.

Au fur et à mesure que la vitesse de coupe augmente, la température du copeau augmente et le matériau du copeau devient de plus en plus facile à usiner. Corrélativement, le substrat chauffe de moins en moins, la plus grande partie de la chaleur générée par la coupe s'évacue devant le copeau, et n'a pas le temps de chauffer la surface usinée (Figure 4.1.a, b). D'une façon générale, il a été établi que les efforts de coupe des métaux s'abaissent fortement quand la vitesse de coupe augmente.

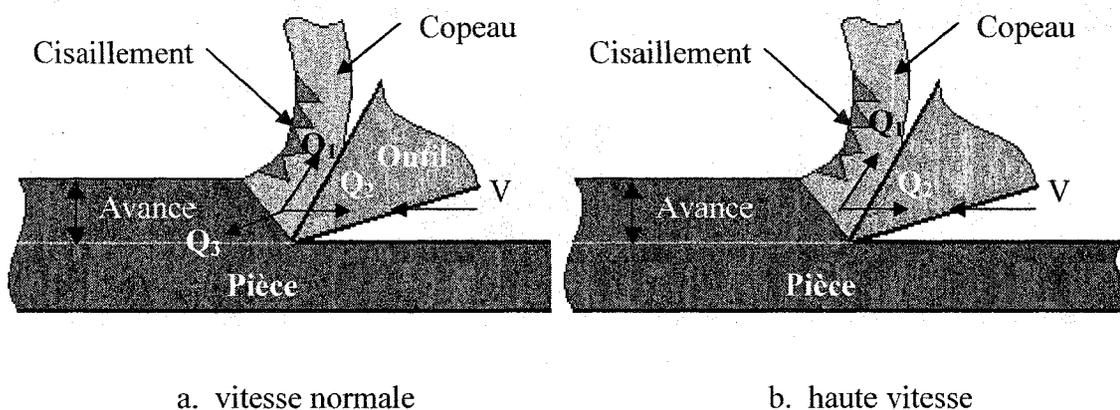


Figure 4. 1 Répartition de l'évacuation de la chaleur en fonction de la vitesse de coupe.

La figure 4.2 schématise l'évolution de la force de coupe en fonction des vitesses de coupe basses (zone I) et moyennes (zone II). Il a été montré par plusieurs auteurs (M.C.Shaw et J.Masounave) que la vitesse de coupe n'avait pas d'influence sur les forces de coupe dans le stade I. Dans ce même domaine, il a été montré que la force de coupe est fonction de l'avance. Cette loi (équation 1) s'applique pratiquement pour tous les métaux, qu'ils soient renforcés par des particules ou non.

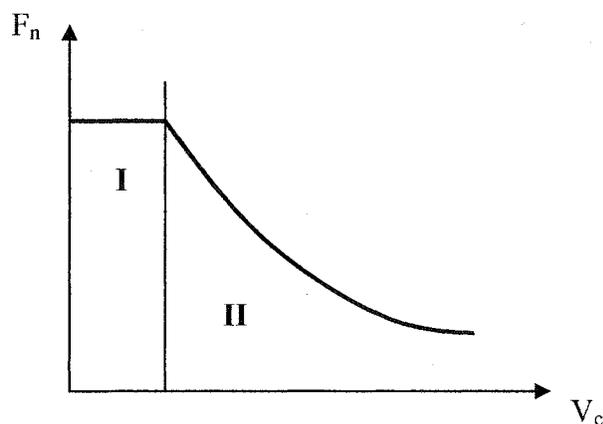


Figure 4. 2 Force normale en fonction de la vitesse de coupe.

On peut affirmer que dans le stade I, les forces sont indépendantes de la vitesse de coupe. La vitesse de cisaillement très rapide dans la zone de cisaillement explique certainement cette indépendance. Il a été constaté, depuis longtemps que le taux de cisaillement dans la zone de cisaillement est plus élevé que les vitesses de coupe. Quand la vitesse augmente, la répartition de la chaleur se modifie (Figure 4.1) et le copeau devient plus chaud, ce qui diminue les forces en présence. La pièce chauffe moins mais la température du copeau et de l'outil augmente. Le présent travail va encore vérifier cette loi pour des composites renforcés par des particules dures ou des particules molles aux hautes vitesses de coupe.

Les composites à matrice métallique (CMMp) sont apparus très récemment sur le marché. Leur principal attrait réside dans leurs excellentes propriétés mécaniques comme par exemple la résistance au frottement et l'usure. Leur faible coût (3 à 5 fois le prix d'un aluminium non renforcé), la relative facilité de mise en œuvre explique la croissance importante de l'utilisation de ces matériaux pendant les dernières années par rapport aux composites renforcés par des fibres.

D'un autre côté la présence des particules de renfort augmente la difficulté d'usinage qui rend parfois cette opération impossible. Une des principales qualités des CMMp est leur résistance à l'usure. Ils résistent bien au frottement mais corrélativement sont difficiles à usiner.

Un des buts de ce travail est de pouvoir examiner le frottement sec, avec ou sans particules lubrifiantes. En effet il est possible que l'effet de la vitesse de coupe soit d'augmenter la température du copeau et donc de favoriser la coupe. Les effets de la température de la pièce et celui du lubrifiant vont dans le même sens : favoriser la coupe. Les mécanismes ne sont pas identiques mais les effets finaux sont semblables.

Des précédents travaux (J. Masounave et al., 1999) montrent que l'effet de la température est de fortement diminuer les forces de coupe.

4.2 Matériaux

Afin de pouvoir séparer l'action abrasive de particules et l'action lubrifiante d'autres particules nous avons choisi d'étudier différents types de composites comme le GrA-Ni, composite renforcé par des particules dures d'alumine ou de carbure de silicium et des particules douces (graphite). Le choix de ces matériaux a été dicté par la volonté de vouloir préciser l'effet du type de particules de renfort (dures, douces) sur l'effort de coupe aux hautes vitesses. L'interaction entre les particules et le foret joue un rôle important dans les forces de coupe.

La difficulté avec les alliages renforcés par des particules recouvertes de Ni provient de la possibilité de former des phases intermédiaires entre l'aluminium et le nickel ce qui rend l'interprétation plutôt difficile. Ainsi, par exemple, il est possible de trouver tous les composés intermétalliques (Al-Ni_x). Les composites GrA-Ni ont été fabriqués par la compagnie INCO. Pendant le temps de maintien à l'état liquide (période d'incorporation des particules), une partie du nickel se dissout dans l'aluminium pour former des nitrures d'aluminium stables.

La microstructure de CMMp est montrée dans le troisième chapitre et leurs propriétés sont montrées à l'annexe 1.

4.3 Forces de coupe

L'évolution de la force en fonction de la vitesse de coupe est montrée pour différents types de matériaux. Il est facile de remarquer (Figure 4.3) que la force est indépendante de la vitesse de coupe pour tous les matériaux étudiés. Les constatations ont déjà été souvent faites. Elles sont confirmées maintenant pour des matériaux de type GrA-Ni. Néanmoins, malgré la présence de graphite, l'usure du foret est rapide. Après 60 mm percé, l'usure de l'outil est d'environ $V_b = 0.17$ mm. La présence de graphite, ralentit

l'usure, mais ne l'élimine pas. La dégradation rapide de l'outil à haute vitesse indique la diminution de l'effet du graphite comme lubrifiant solide à haute vitesse de coupe.

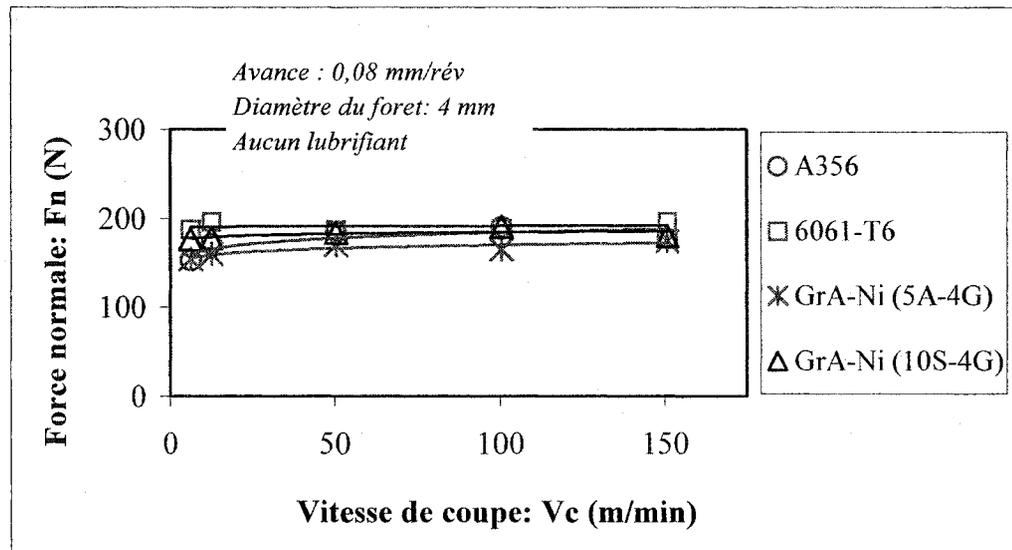


Figure 4. 3 Force de coupe en perçage des alliages d'aluminium et de composites en fonction de la vitesse de coupe.

Il a déjà été constaté par Masounave et al. (1995) que la force dépend fortement de l'usure de l'outil. Ces auteurs ont trouvé la relation suivante :

$$F = (a + bV_b) f^n \quad (4.1)$$

Avec

- F : force normale (N)
- f : avance (mm/rév)
- a : caractéristique de la matrice
- b : caractéristique de l'usure
- V_b : usure (mm)

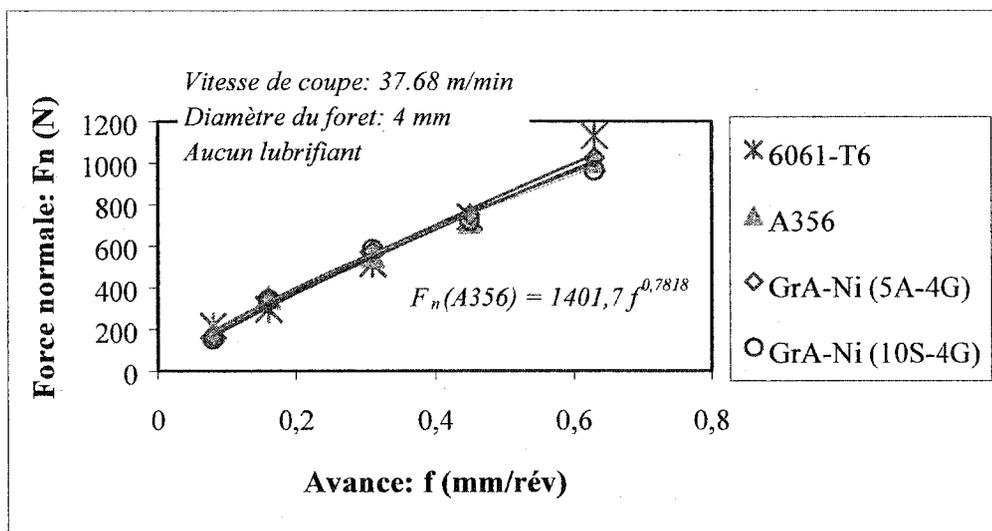


Figure 4. 4 Force de coupe en perçage des alliages d'aluminium et de composites en fonction de l'avance pour une vitesse moyenne de 37.68 m/min.

La force normale évolue très peu en fonction de la vitesse de coupe et fortement avec l'avance (Figure 4.4). Dans la gamme de vitesses étudiées la loi établit par Shaw (1957) reste la même pour tous ces matériaux :

$$F_n = A \cdot f^n \quad (4.2)$$

Cette loi est donc valable pour toutes les formes de matériaux : alliages, composites à particules mixtes.

Le moment est influencé par l'action de coupe et le frottement du copeau lors de son écoulement dans la flûte de l'outil. Il est indépendant de la vitesse de coupe quel que soit le matériau (Figure 4.5), par contre il augmente avec l'avance (Figure 4.6). L'évolution du moment se décrit par la relation suivante :

$$M = B \cdot f^n \quad (4.3)$$

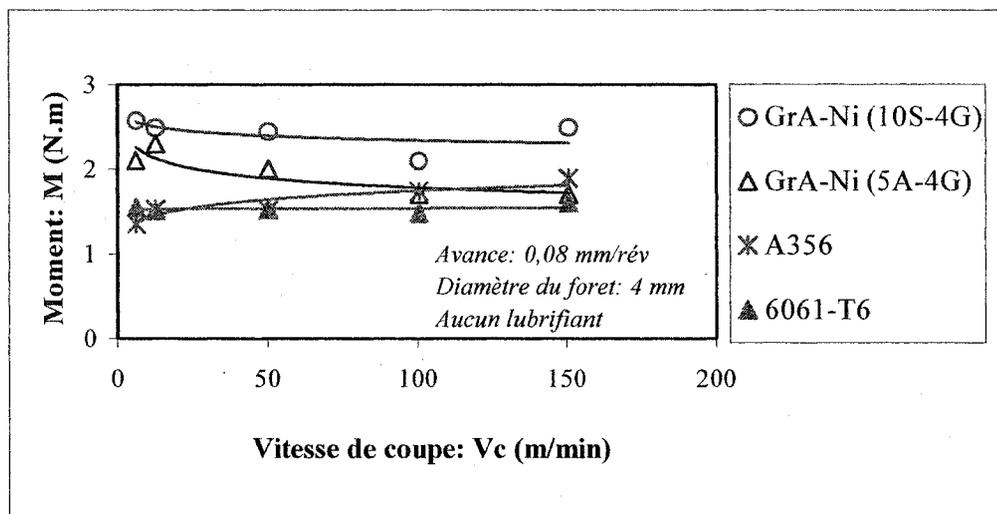


Figure 4. 5 Moment en fonction de la vitesse de coupe en perçage des alliages d'aluminium et des composites.

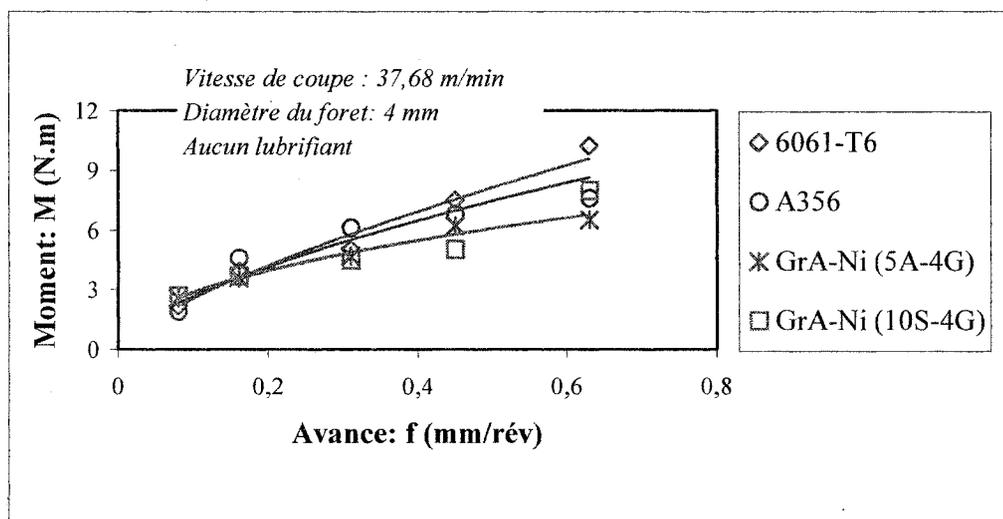


Figure 4. 6 Moment en fonction de l'avance en perçage des alliages d'aluminium et des composites.

L'influence de l'avance s'explique par la résistance qu'offre le copeau. Les copeaux des composites s'écoulent plus facilement le long de la flûte. Les particules sont des amorces de rupture qui favorise l'écoulement. L'augmentation du moment avec l'avance

s'explique par une interaction plus forte entre le copeau et l'outil. La surface de contact et le volume enlevé augmentent avec l'avance.

4.4 Coefficient de friction

La Figure 4.7 nous permet de déduire le coefficient de friction en fonction de l'avance à haute vitesse (37.68 m/min) par la relation suivante :

$$\mu = k \cdot f^n \quad (4.4)$$

Avec

$n = 0.2 - 0.3$ pour les composites

$n = 0.05-0.1$ pour les alliages d'aluminium

μ : coefficient de friction

k : constante

f : avance (mm/rév)

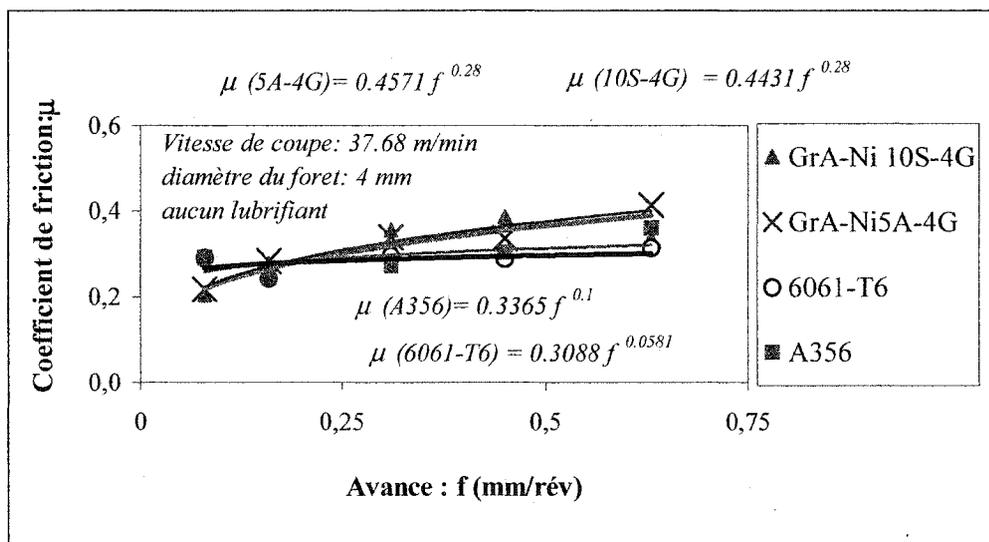


Figure 4.7 Coefficient de friction des alliages d'aluminium et des composites en fonction de l'avance.

La présence des particules de renfort entraîne une augmentation du coefficient de friction (Figure 4.7). Le coefficient de friction de l'alliage d'aluminium de corroyage (6061-T6) est proche de celui de l'alliage d'aluminium de fonderie (A356). Ce qui explique les résultats presque pareils de force de coupe de ces deux alliages (Figure 4.4). Le coefficient de friction de CMMp est plus élevé que celui des alliages d'aluminium (Figure 4.7) à cause de la présence des particules de renforts qui augmentent la fragilité de ce matériau et rendent le moment plus petit par rapport au moment des alliages ductiles (A356 et 6061-T6) (Figure 4.6).

4.5 Formation des copeaux

La figure 4.8 et la figure 4.9 à plus grand échelle montrent l'augmentation de la longueur des copeaux d'alliage A356 aux hautes vitesses de coupe.

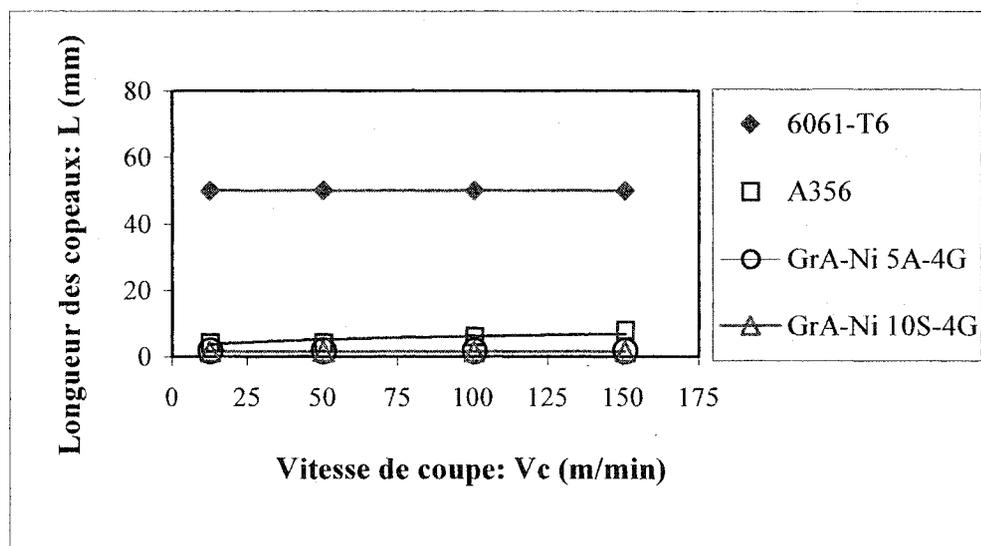


Figure 4. 8 Longueur des copeaux des alliages d'aluminium et des composites en fonction de la vitesse de coupe.

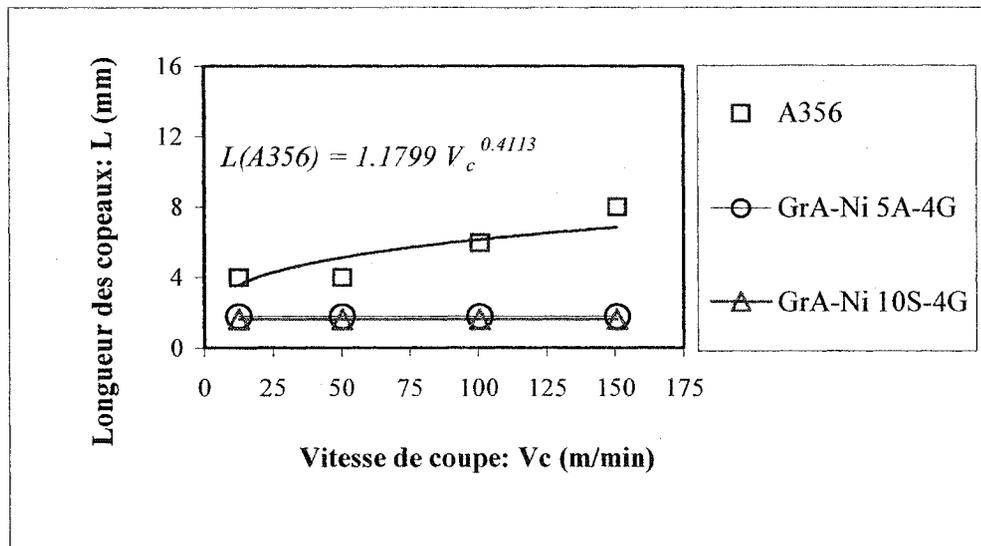


Figure 4. 9 Longueur des copeaux d'alliages d'aluminium (A356) et de composites en fonction de la vitesse de coupe.

Il est facile de constater que les matériaux ont une réponse différente en fonction de leurs propriétés de ductilité. Par exemple, il est possible de remarquer que la formation des copeaux lors de la coupe des matériaux fragiles (GrA-Ni 5A-4G et GrA-Ni 10S-4G) ne semblent pas être affectés par une variation de la vitesse tandis que ceux du matériau (A356) relativement fragile en comparant avec les composites sont influencés par une variation de la vitesse de coupe (Figures 4.8, 4.9). Jusqu'à une vitesse de coupe de 50 m/min la longueur du copeau du A356 est constante (4 mm) au delà de cette vitesse la longueur du copeau augmente pour atteindre une longueur de 8 mm à la vitesse de coupe de 150 m/min. Cette petite augmentation d'ordre de 4mm n'affecte pas les forces de coupe lors du perçage de ce matériau (Figures 4.3, 4.5). L'alliage de fonderie A356 est le seul qui subit une faible influence de la vitesse de coupe. L'alliage (6061-T6) est toujours ductile, une augmentation de la vitesse ne change pas sa ductilité. Si l'alliage est fragile (les composites), la vitesse ne modifie pas cette propriété. Les copeaux sont courts et leur longueur est peu influencée par la vitesse de coupe.

L'épaisseur du copeau est constante quel que soit la vitesse de coupe (Figure 4.10).

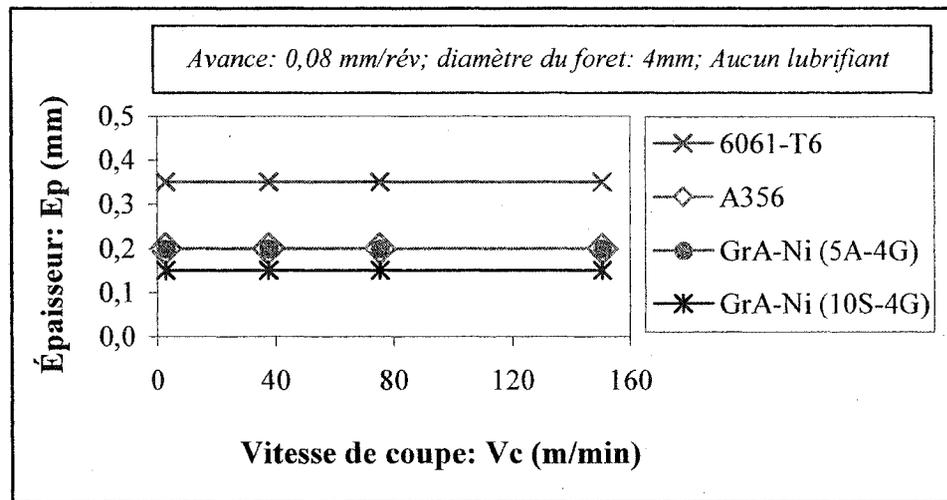
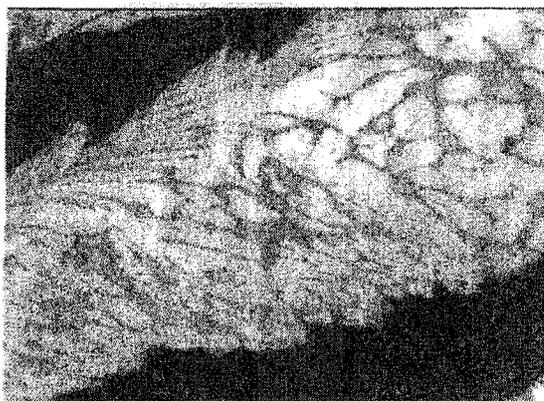
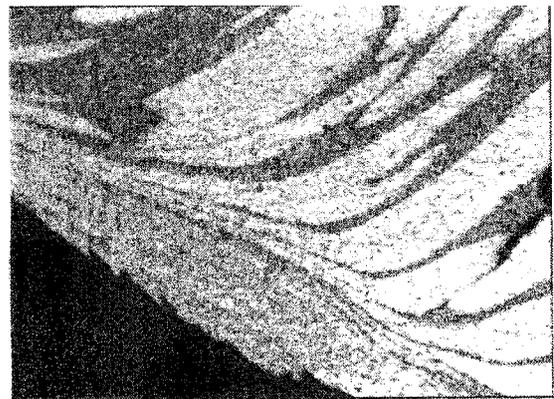


Figure 4. 10 Épaisseur des copeaux des alliages d'aluminium et des composites en fonction de la vitesse de coupe.

Le mécanisme de formation du copeau varie beaucoup d'un matériau à l'autre. Les alliages d'aluminium frottent beaucoup sur la surface d'attaque de l'outil, ce qui génère une forte chaleur dans la zone de frottement. Sous l'effet de cette génération de chaleur, le métal devient très ductile, ce qui entraîne la formation d'une arrête rapportée.



a. (X 50), $V_c = 2.81$ m/min



b. (X 50), $V_c = 37.68$ m/min

Figure 4. 11 Microstructure des copeaux d'alliage d'aluminium A356.

Les Figures 4.11.a et 4.11.b montrent les copeaux d'alliage A356 à deux vitesses différentes. Il est bien évident sur la figure 4.11.b que l'augmentation de la température avec l'augmentation de la vitesse de coupe favorise la formation d'arête rapportée. La zone fortement déformée (Figure 4.11.b en bas de la micrographie) a été générée par l'action du frottement entre l'outil et le copeau. La microstructure est presque disparue, l'alliage tend à former une phase hors équilibre. Le fort frottement entre le copeau et l'outil conduit à l'allongement de la microstructure suite à la déformation plastique.

Il est possible de noter que le copeau se fracture alors qu'il est en train de se dérouler. Cette fracture est due aux contraintes internes que le frottement génère entre ce copeau et l'outil. Lors de déroulement des copeaux, la température se stabilise ce qui entraîne un dépliement du copeau. La figure 4.12 illustre ce phénomène, la fissure se crée donc par l'élimination des contraintes résiduelles. Le mécanisme de formation de microstructure devient dès lors facile à comprendre. Le copeau est soumis à 2 forces opposées (Figure. 4.12) d'une part une force du frottement F_f et d'autre part une force de coupe F_c . La zone de cisaillement devient le siège d'un cisaillement intense qui déforme violemment la microstructure.

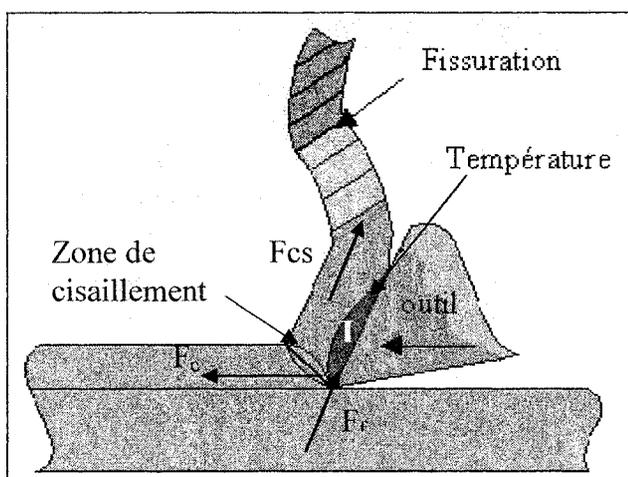
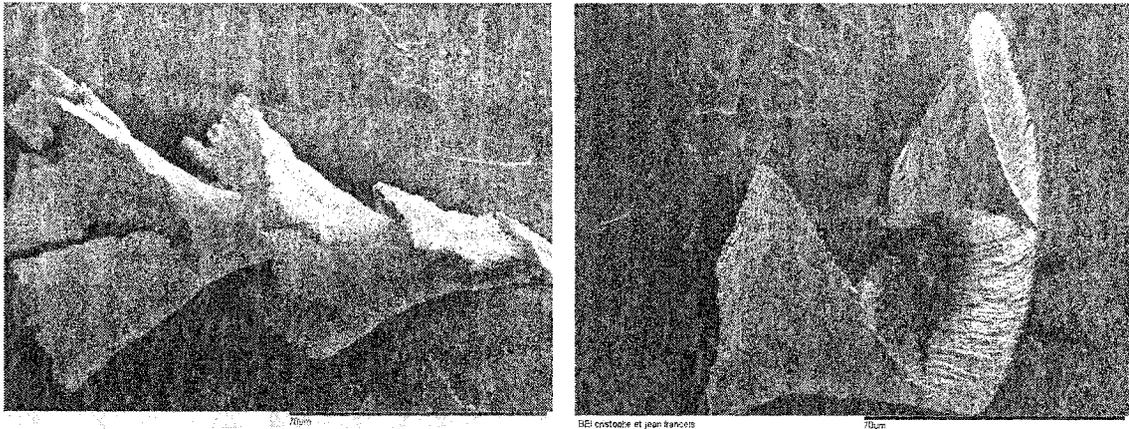


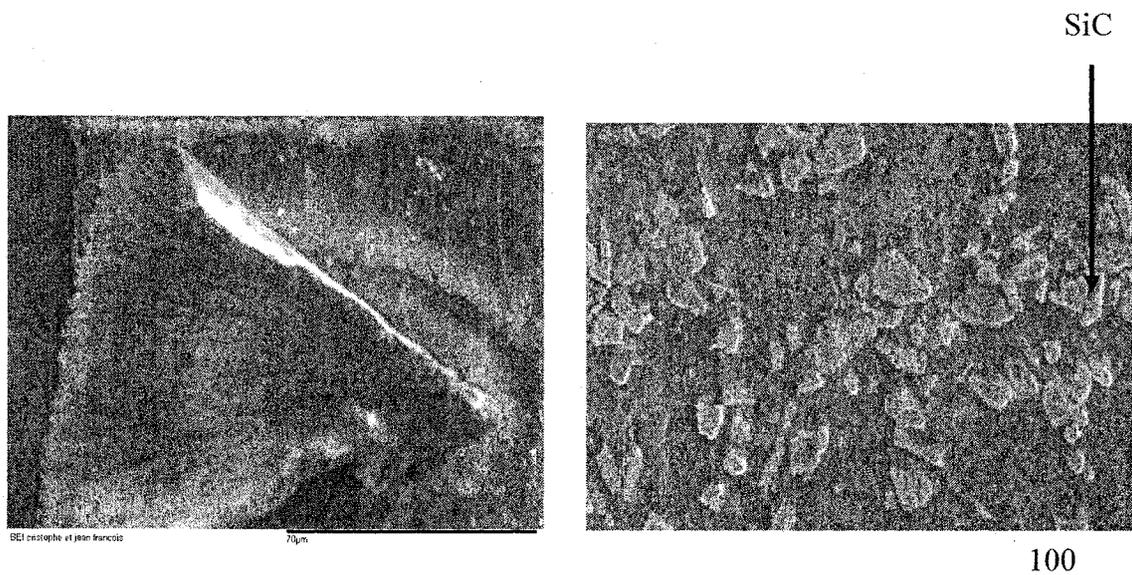
Figure 4. 12 Mécanisme de formation du copeau.



a. GrA-Ni 10S-4G, (X 60)

b. GrA-Ni 5A-4G, (X 44)

Figure 4. 13 Copeaux des alliages GrA-Ni.



a. Copeau de Duralcan (X 86)

b. Microstructure du Duralcan

Figure 4. 14 Copeau et microstructure du Duralcan.

Dans le cas de CMMp la fragilité du matériau due à la présence des particules dures (Figures 4.13.a,b et 4.14.a) diminue sinon élimine l'influence de la vitesse de coupe sur

la taille du copeau. Les copeaux de CMMp sont cisailés et sont plus petits que les copeaux des alliages d'aluminium peu importe la vitesse de coupe.

La figure 4.14.b montre la microstructure de Duralcan (20 % de SiC). On remarque le pourcentage élevé des particules de renforts (SiC) surtout dans l'espace interdendritique. Ces particules rendent ce matériau très résistant à l'usure mais d'autre part elles causent l'usure par abrasion de l'outil de coupe. Lors du perçage du Duralcan avec un outil en acier rapide, on a pu constater la dégradation élevée de l'outil de coupe (Figure 4.15) qui a affectée les résultats des forces de coupe pour ce matériau. Après seulement quelques centimètres de perçage, l'outil était fortement usé par abrasion. Cette usure limite fortement l'usage des CMMp de type Duralcan. C'est pour cette raison qu'on a choisi d'étudier des composites renforcés par des particules douces comme le graphite qui joue le rôle d'un lubrifiant solide et protègent l'outil de l'usure.

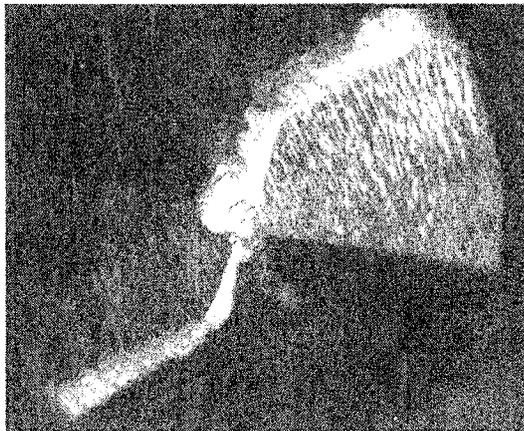


Figure 4. 15 L'usure de l'outil de coupe après le perçage du Duralcan (diamètre du foret : 4mm).

Plus la vitesse de coupe (V_c) est élevée plus la vitesse du copeau (V) est élevée et l'efficacité du cisaillement devient plus importante sous l'influence des contraintes de tension et de compression auxquelles le copeau est soumis pendant sa formation (Figure 4.16).

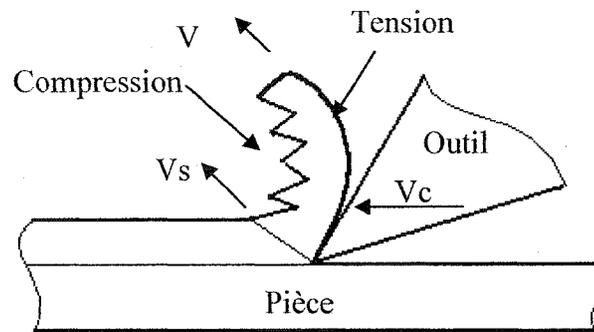


Figure 4. 16 Copeau en cours de formation.

4.6 Conclusion

- Les lois d'usinage classiques (force normale et moment en fonction de l'avance) établies par Shaw (1957) et constatées par J. Masounave (1995) restent valables pour des hautes vitesses (jusqu'à 150m/min) pour tous les matériaux étudiés.
- L'action du graphite est surtout sensible aux basses vitesses.
- L'alliage 6061-T6 est toujours ductile, en particulier à haute température, c'est-à-dire pour les plus grandes vitesses de coupe.
- Les composites et l'alliage de fonderie sont toujours fragiles, même aux plus grandes vitesses.
- La formation des copeaux lors de la coupe des composites ne semble pas être affectée par une variation de la vitesse tandis que celle des matériaux relativement fragiles (A356) est influencée par la vitesse de coupe.

CHAPITRE 5

LES AÉROSOLS PRODUITS LORS DE L'USINAGE

5.1 Introduction

L'usinage à sec produit des particules aéroportées. Les aérosols, définis comme des particules solides ou liquides suspendues dans l'air, sont composés de poussières métalliques et/ou de brouillard de coupe. Les particules aéroportées représentent une nuisance pour la santé parce qu'elles restent suspendues dans l'environnement pour une longue période de temps, où elles peuvent être inhalées par les ouvriers. Une telle exposition peut engendrer des problèmes de santé allant de la maladie respiratoire à l'asthme et à plusieurs types de cancer (Sutherland et al., 2000). Un des aérosols qui a suscité beaucoup d'attention ces dernières années a été le brouillard de coupe. Des fluides de coupe, synthétique ou semi synthétiques, aussi bien que des huiles minérales, sont utilisés pour transférer la chaleur loin de la zone de coupe, lubrifier l'interface de l'outil de coupe et empêcher la corrosion .

Plusieurs études ont montré des augmentations significatives du cancer de l'estomac, du pancréas, de la prostate, et du rectum dues à l'exposition prolongée aux particules métalliques de coupe (Hands,1996 et Mackerer, 1989). L'EPA (Environmental Protection Agency) indique que des humains exposés, même à des petites concentrations de certains métaux par inhalation, peuvent souffrir des effets pulmonaires aigus comme par exemple l'arsenic, le béryllium, le cuivre, le vanadium, le chrome et le zinc qui produisent les effets sur la santé allant de la détresse respiratoire, au dysfonctionnement grave de poumon et même le cancer (Sutherland et al., 2000).

La tendance actuelle est d'usiner à sec pour pouvoir recycler les copeaux et réduire l'impact des fluides sur l'environnement.

En 1987 le NAAQS « National Ambient Air Quality Standards » a déterminé les niveaux de concentration de masse maximum pour PM10, matière particulaire aéroportée de moins de 10 microns qui est la partie de particules inhalables qui passent par le larynx et pénètrent dans les bronches et les poumons. Les particules plus de 10 microns sont naturellement expulsées du corps rapidement et présentent donc peu de menace pour la santé (Sutherland et al., 2000).

En juillet 1997 l'EPA et le NAAQS ont revu les normes pour déterminer le niveau de concentration de masse maximum pour PM 2.5 (McClellan et al., 1997). Les particules moins de 2,5 microns (PM 2.5) représentent la fraction retenue des particules inhalables, qui sont des particules qui entrent profondément dans les poumons. Les règlements actuels d'OSHA exigent des constructeurs de ne pas dépasser un niveau d'exposition maximum de 5 mg/m^3 pour le brouillard d'huile minérale et de 15 mg/m^3 pour les particules qui ne sont pas autorisées comme la poussière d'usinage. Le (NIOSH) recommande une limite d'exposition de 0.5 mg/m^3 pour tous les fluides d'usinage (Sutherland et al., 2000).

5.2 L'influence des paramètres de coupe

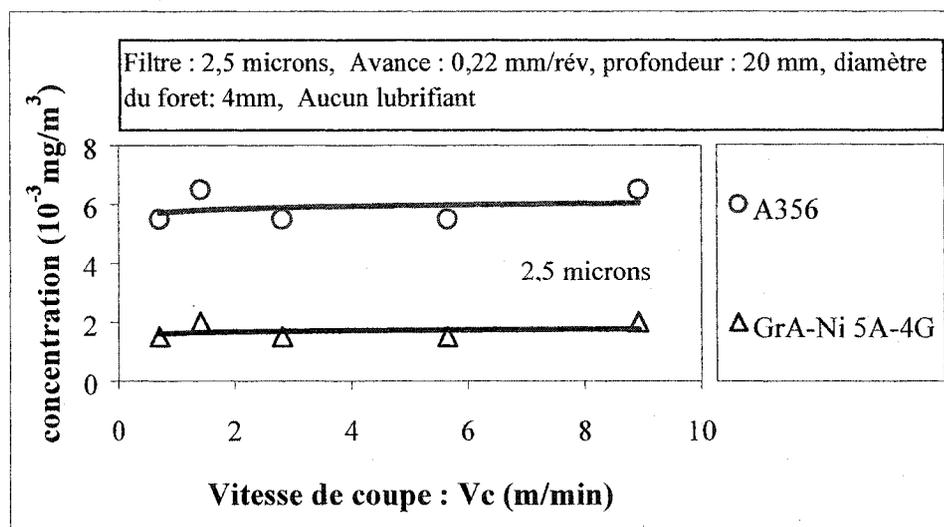


Figure 5. 1 Concentration des particules en fonction de la vitesse de coupe pour l'alliage d'aluminium A356 et le composite GrA-Ni 5A-4G.

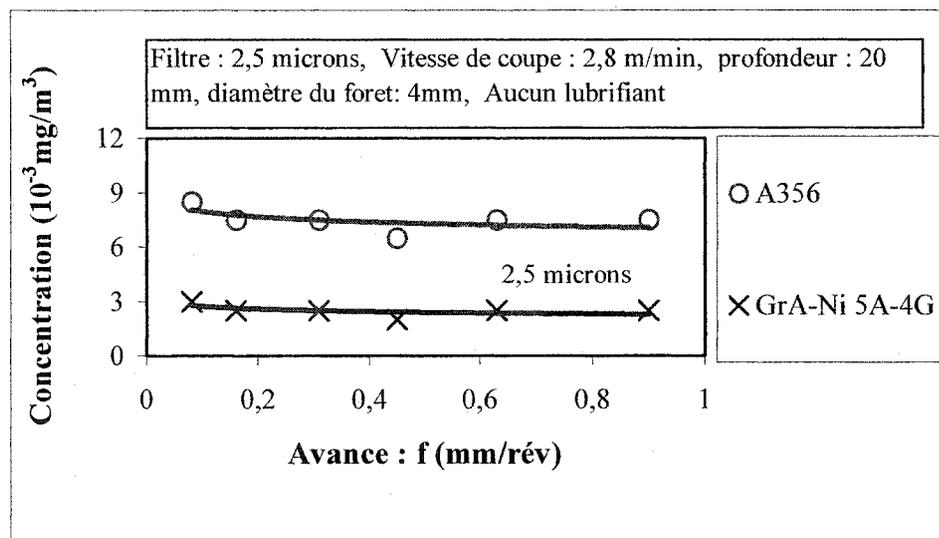


Figure 5. 2 Concentration des particules en fonction de l'avance de coupe pour l'alliage d'aluminium A356 et le composite GrA-Ni 5A-4G.

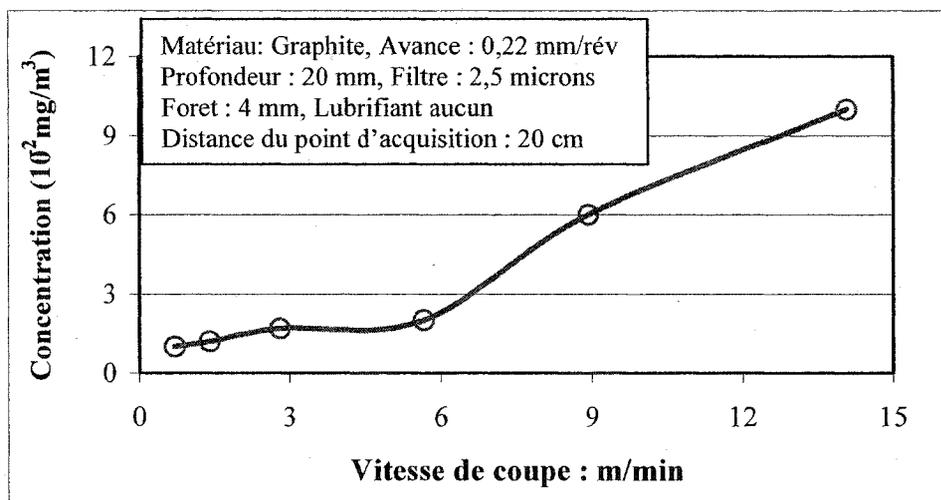


Figure 5. 3 Concentration des particules de graphite en fonction de la vitesse de coupe.

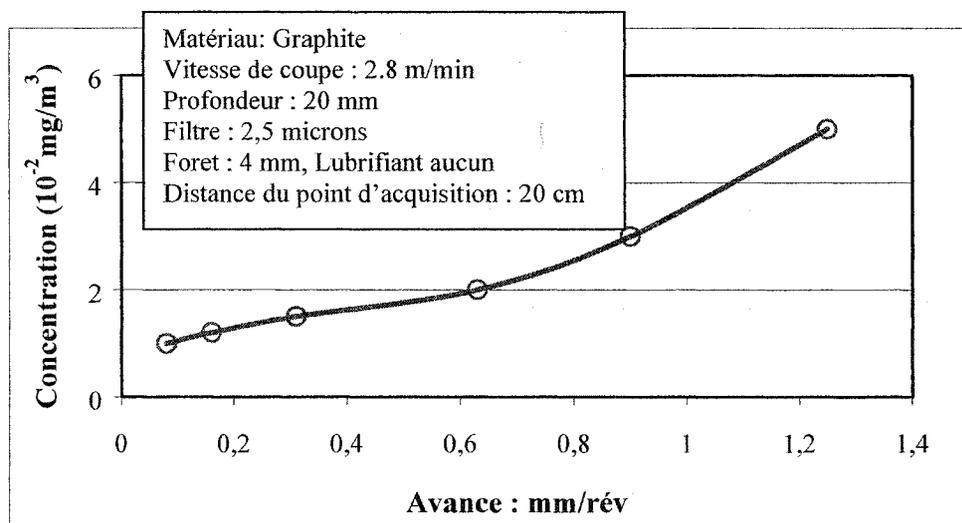


Figure 5. 4 Concentration des particules de graphite en fonction de l'avance.

Aux erreurs expérimentales près, la quantité de particules produites est indépendante de l'avance et de la vitesse de coupe pour l'alliage d'aluminium A356 et le composite GrA-Ni 5A-4G (Figures 5.1 et 5.2). La mesure est faite en mg de particules produites par m³ d'air filtre.

Les essais effectués sur le graphite avec un filtre de 2.5 μm (Figures 5.3 et 5.4) montrent que la concentration des aérosols dans l'air augmente avec l'avance et la vitesse de coupe. Le graphite produit plus d'aérosols que l'alliage A356 et le composite.

Aux vitesses de coupe moyennes et avec un foret de 10mm du diamètre la concentration des particules de poussière dans l'air augmente (Figure 5.5). Ces résultats expriment aussi l'influence du type du matériau (ductile, fragile) sur la concentration des poussières (Figure 5.5). L'alliage 6061-T6 produit plus de poussières que les alliages fragiles (AZ91E, A356, Laiton 70-30).

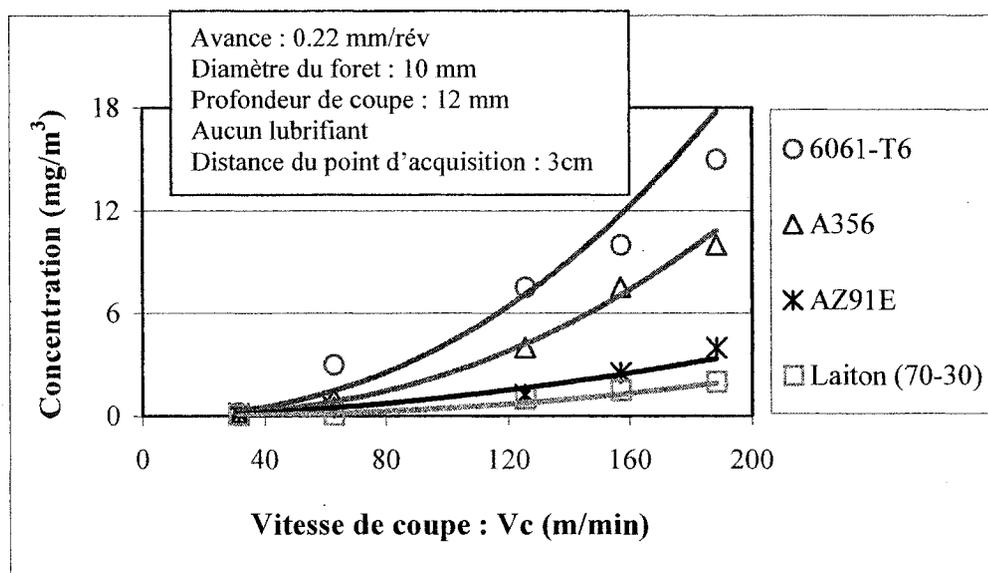


Figure 5.5 Concentration des aérosols de plusieurs alliages ductiles et fragiles en fonction des vitesses de coupe moyennes.

5.3 Influence de la distance de mesure : Perçage fractionné

Pour pouvoir préciser les conditions qui influent sur la concentration en aérosols, on a exécuté des essais de perçage aux basses et moyennes vitesses avec plusieurs attaques sur un même trou dans la pièce. Chaque attaque a une profondeur de 2 mm. Un trou de

2 mm de profondeur est effectué et la mesure de la concentration est faite. Puis un nouveau trou de 2 mm est réalisé, dans les traces du premier, et la concentration est mesurée (Figure 5.6). On remarque (Figure 5.7) que la première attaque sur la surface de la pièce produit beaucoup plus de poussières en comparaison avec les autres attaques les plus profondes. Ces résultats seront expliqués par la vibration élevée produite lors du premier contact outil-pièce à cause des forces de réaction de l'âme du foret et des arêtes de coupe. Dès que l'âme du foret et les arêtes de coupe deviennent engagées dans la pièce, la concentration des aérosols diminue fortement et stabilise.

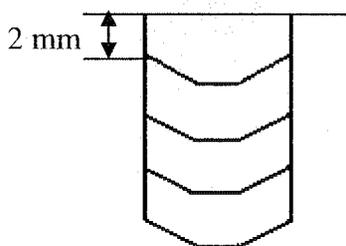


Figure 5.6 Représentation du principe d'attaque.

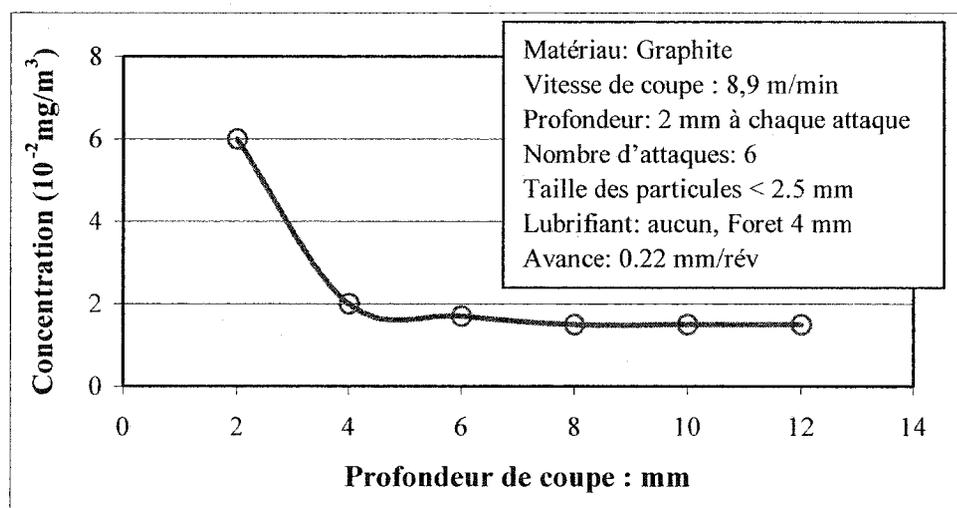


Figure 5.7 Concentration des particules de graphite en fonction de la profondeur de coupe pour une distance de 20 cm du point d'acquisition.

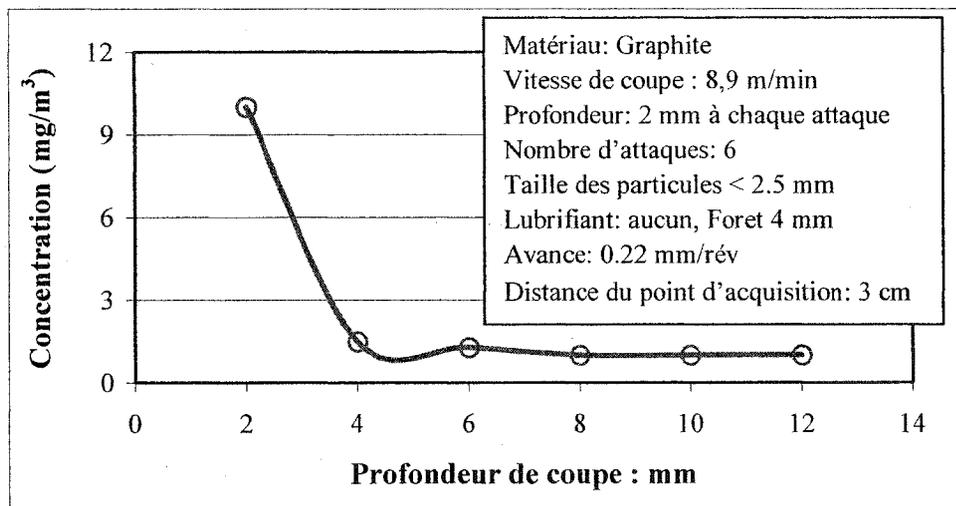


Figure 5. 8 Concentration des particules de graphite en fonction de la profondeur de coupe pour une distance de 3 cm du point d'acquisition.

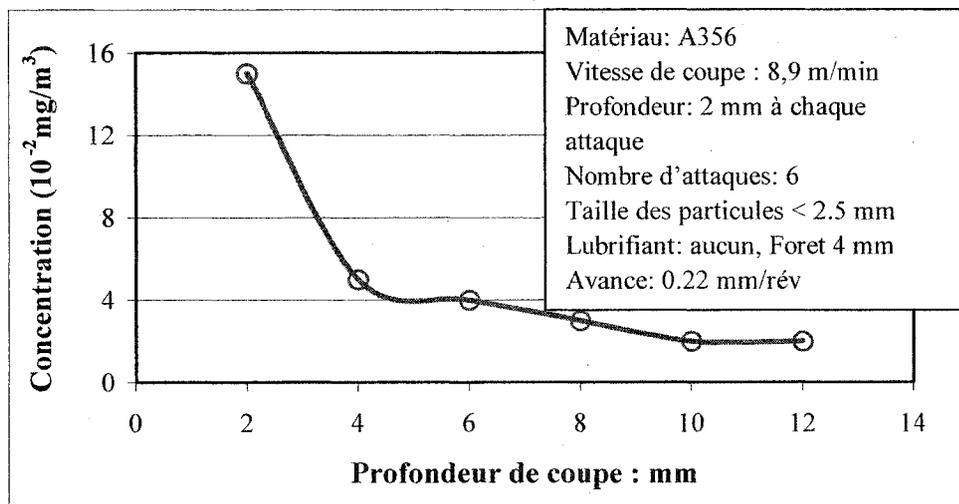


Figure 5. 9 Concentration des particules d'alliage d'aluminium A356 en fonction de la profondeur de coupe pour une distance de 3 cm du point d'acquisition.

Pour une distance du point d'acquisition de 3 cm (Figure 5.8 et 5.9) la concentration des aérosols est plus élevée que celle pour une distance de 20 cm. Ces résultats montrent

l'influence du volume d'air sur la concentration des poussières. Plus le volume d'air est grand plus la concentration des poussières dans l'air est petite.

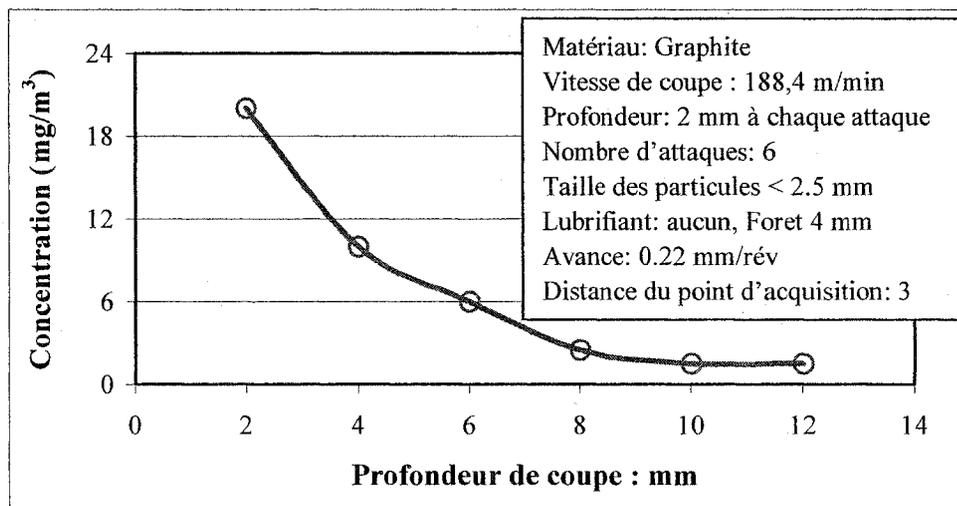


Figure 5. 10 Concentration des particules de graphite en fonction de la profondeur de coupe à vitesse moyenne de 75.36 m/min.

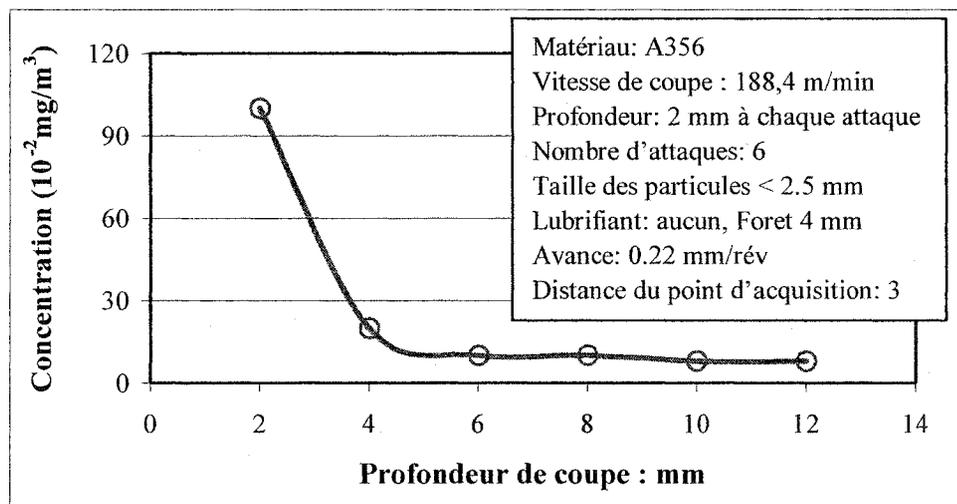


Figure 5. 11 Concentration des particules de A356 en fonction de la profondeur de coupe à vitesse moyenne de 75.36 m/min.

La quantité de poussières produite dépend de la vitesse et de la géométrie du dispositif

de collection des poussières. Ce dernier paramètre étant fixé, on peut évaluer l'effet de la vitesse. Les figures 5.10 et 5.11 montrent que la concentration des aérosols produits à vitesse de coupe moyenne est plus élevée que celle aux basses vitesses de coupe (Figure 5.8 et 5.9).

5.4 Analyse microscopique

Les figures 5.12.a et 5.12.b montrent l'analyse au microscope optique d'un filtre de 5 μm qui contient des particules de graphite produites pendant le perçage.

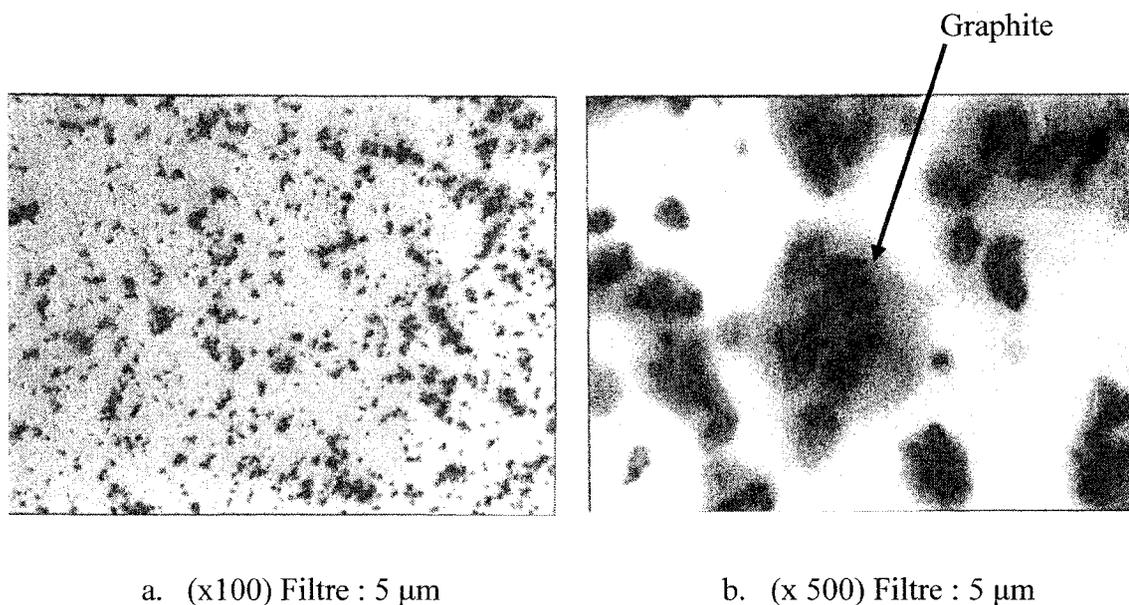


Figure 5. 12 Photos des particules du graphite.

Une analyse du copeau des alliages d'aluminium A356 et du magnésium AZ91E au microscope électronique à balayage permet de distinguer des particules de poussière attachées aux copeaux (Figure 5.13). La vibration élevée amène ces particules à se détacher ce qui engendre une concentration des poussières plus élevée.

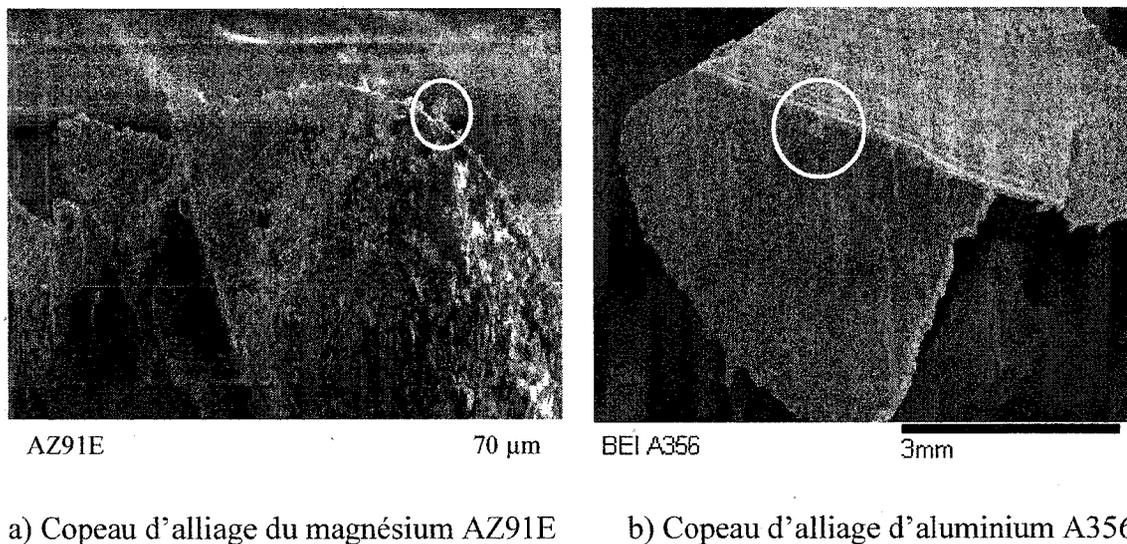


Figure 5. 13 Des poussières attachées aux copeaux des alliages d'aluminium et du magnésium.

5.5 Influence de l'état du foret et du matériau

Pour étudier l'influence de l'état de l'outil (affûté, usé) sur la concentration des aérosols produits pendant le perçage, on a exécuté plusieurs essais avec un foret de 10 mm de diamètre, une vitesse de coupe de 75.36 m/min et une avance de 0.22 mm/rév sur les alliages d'aluminium de fonderie A356, de corroyage 6061-T6 et le laiton en utilisant un foret neuf et autre usagé (Figures 5.14, 5.15). Ces résultats montrent que l'usure du foret augmente la concentration des particules pour tous les matériaux étudiés à cause du frottement qu'elle génère entre l'outil et la pièce.

Pour l'alliage d'aluminium de corroyage (6061-T6), la concentration des poussières est plus élevée que pour le A356 et le laiton (Figures 5.14, 5.15), ce qui indique le différent comportement entre les matériaux ductiles et les matériaux fragiles. Les matériaux ductiles produisent plus de poussière que les matériaux fragiles.

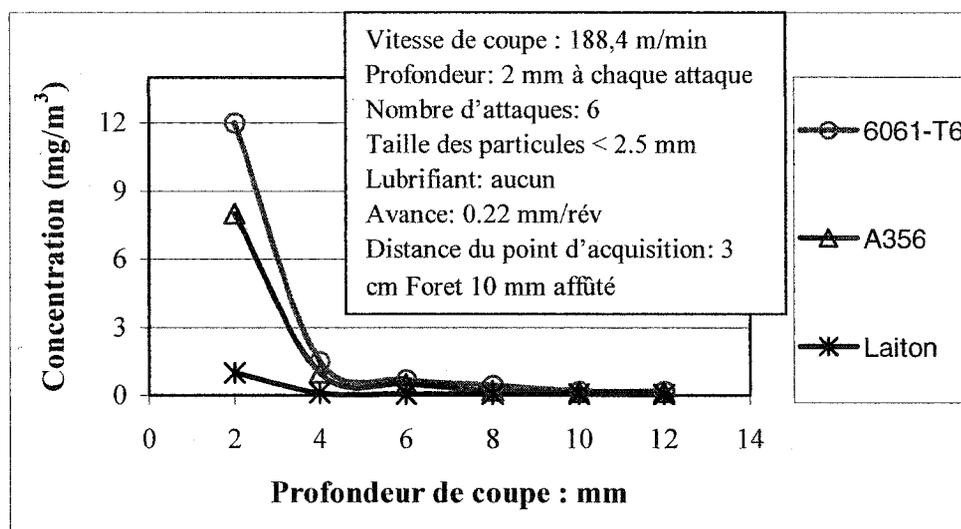


Figure 5. 14 Concentration des particules de 6061-T6, A356 et du laiton en fonction de la profondeur de coupe pour un foret de 10 mm affûté.

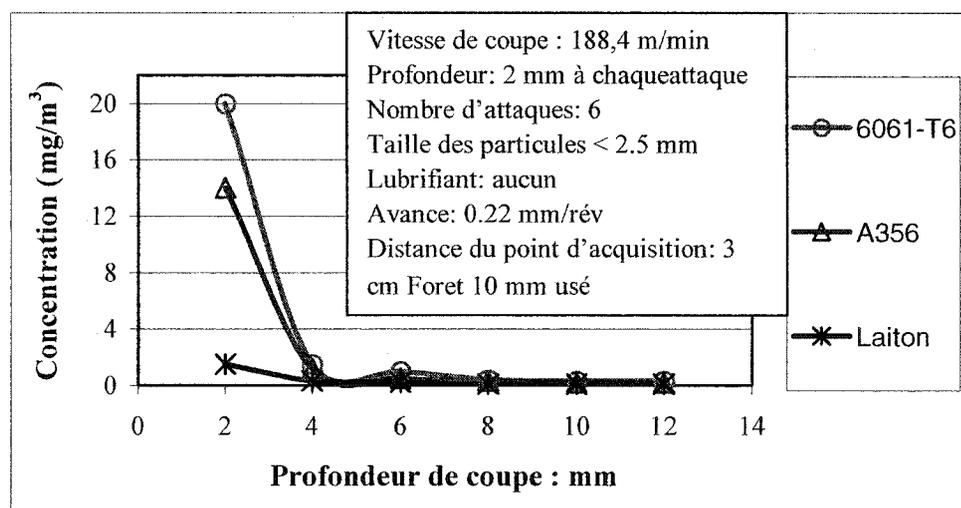


Figure 5. 15 Concentration des particules de 6061-T6, A356 et du laiton en fonction de la profondeur de coupe pour un foret de 10 mm usé.

L'alliage du magnésium AZ91E est le plus fragile dans les matériaux étudiés. La fragilité de ce matériau conduit à une concentration des aérosols (Figure 5.16) plus petite

que celle des matériaux ductiles comme le 6061-T6 (Figure 5.14).

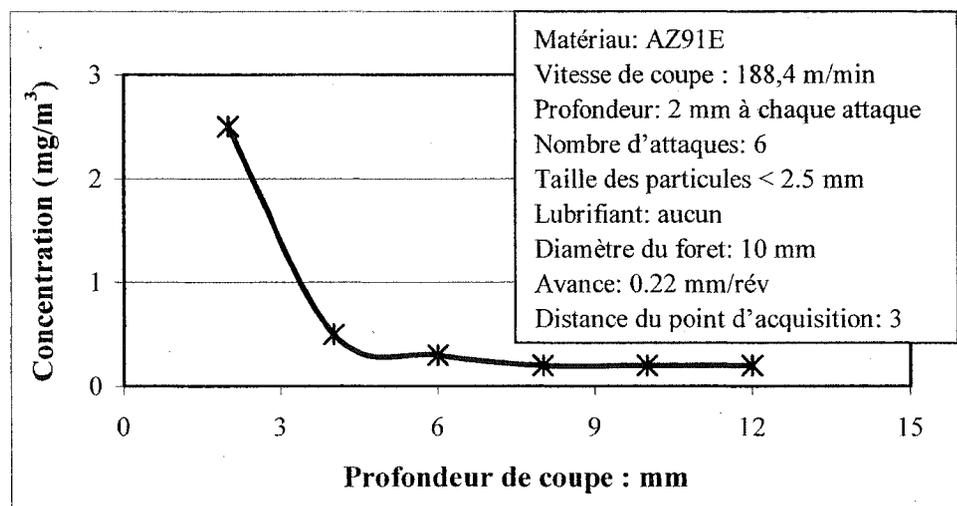


Figure 5. 16 Concentration des particules d'alliage du magnésium AZ91E en fonction de la profondeur de coupe avec un foret affûté.

Les matériaux fragiles produisent des copeaux petits et bien cisailés (J. Masounave et al., 2002) ce qui facilite leur dégagement dans la flûte de l'outil et diminue le frottement et la résistance à la coupe, par la suite l'usinage devient plus stable et la vibration diminue.

5.6 Influence de l'âme du foret

Pour étudier l'influence de l'âme du foret sur la concentration en aérosols on a effectué le perçage avec un pré trou de diamètre de 2 mm (diamètre de l'âme du foret) pour les alliages d'aluminium A356 et 6061-T6.

En comparant les résultats obtenus sans pré-trou (Figures 5.14 et 5.15) avec les résultats de perçage des pièces ayant subi un pré-trou (Figure 5.17), on constate que l'âme du

foret aide à diminuer la concentration des aérosols. L'âme du foret exerce une force normale qui fait fixer la pièce contre la vibration.

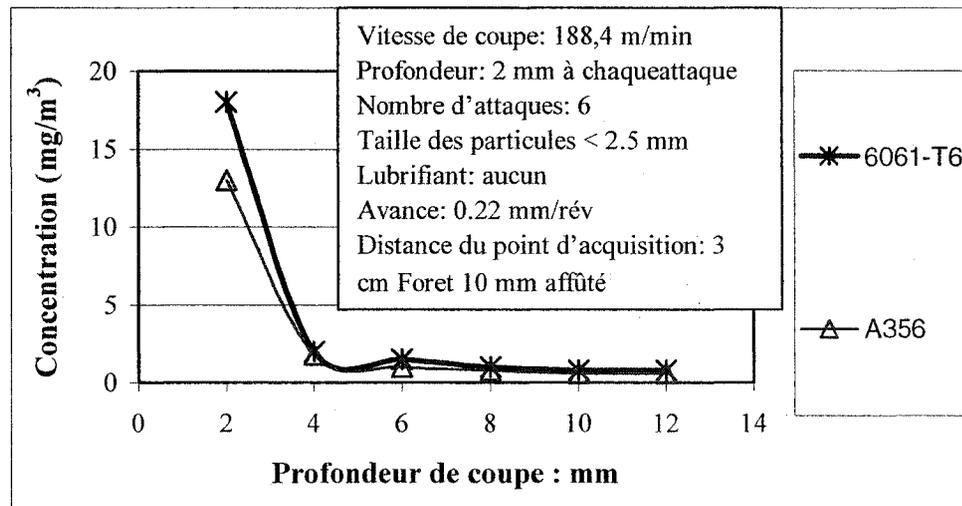


Figure 5. 17 Concentration des particules d'alliages d'aluminium avec un pré trou de 2 mm du diamètre.

5.7 Influences des coins extérieurs du foret

Pour étudier l'influence des coins extérieurs des arêtes de coupe (Figure 5.18) sur la concentration en aérosols, on a percé des trous de diamètre de 8 mm dans les deux matériaux (A356, laiton), ensuite on a percé dans les mêmes trous en utilisant un foret de 10 mm du diamètre de façon que seulement 2mm de distance à partir des bords extérieurs des arêtes de coupe ont eu contact avec la pièce. Les résultats obtenus montrent que les coins extérieurs des arêtes de coupe ont une influence presque négligeable sur la concentration des poussières lors du perçage. La concentration des poussières trouvée après ces essais est 0.4 mg/m^3 pour l'alliage A356 avec la première attaque (Figure 5.19) et 0.2 mg/m^3 pour l'alliage du laiton.

En comparant ces résultats avec les résultats obtenus sans pré-trou (Figure 5.14) on remarque la très faible influence des coins extérieurs des arêtes de coupe sur la

concentration des aérosols. Les coins extérieurs des arêtes de coupe produisent une concentration des aérosols très petite lors du perçage.

La figure 5.18 montre schématiquement les coins extérieurs des arêtes de coupe qui n'ont presque aucune influence sur la concentration des aérosols produits lors du perçage.

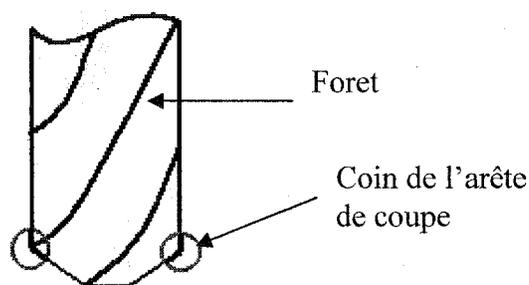


Figure 5. 18 représentation des coins extérieurs de l'arête de coupe.

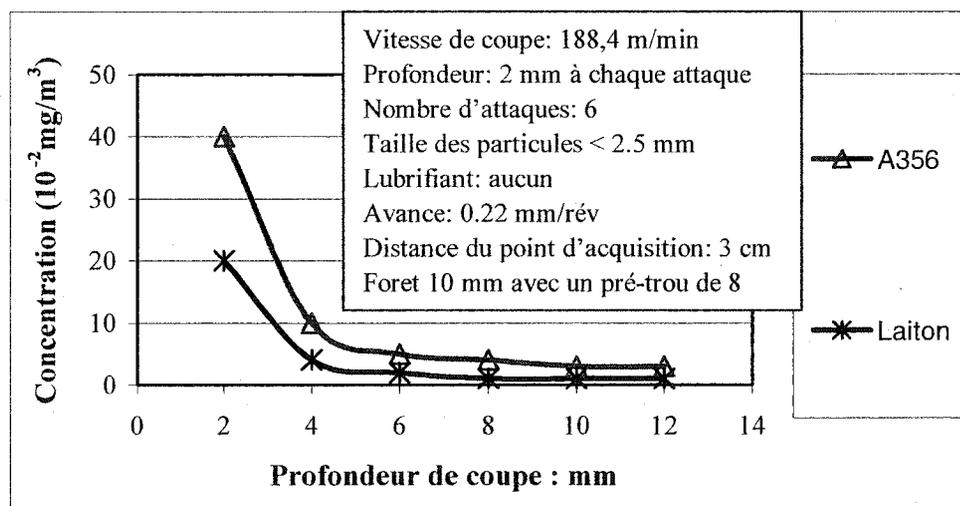


Figure 5. 19 Concentration des particules d'alliage A356 et du laiton en fonction de la profondeur de coupe avec pré-trou de 8 mm du diamètre.

5.8 Influence de la profondeur de coupe

Pour préciser l'influence de la profondeur de coupe sur la concentration des poussières produites lors du contact outil-pièce avec une profondeur de perçage on a effectué dans les alliages d'aluminium (A356 et 6061-T6) un pré-trou de 10 mm de diamètre et de 6 mm de profondeur avec une fraiseuse de façon que le fond du trou soit plat (Figure 5.20), ensuite on a percé dans le même trou avec un foret ordinaire de 10 mm de diamètre un trou de 2 mm de profondeur suivi par un autre trou de même profondeur.

Ces essais nous permettent aussi de préciser encore une fois l'influence de l'âme du foret et des arêtes de coupe sur la production d'aérosols, mais aux différentes profondeurs de coupe.

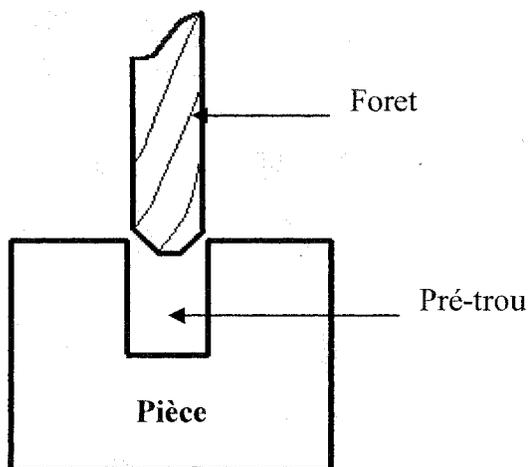


Figure 5. 20 Représentation du pré-trou effectué avec la fraiseuse.

La figure 5.21 montrent que la concentration des poussières dans les conditions de coupe mentionnées en haut et les paramètres de coupe utilisés est de l'ordre de 2 mg/m^3 pour le A356 et de 4 mg/m^3 pour le 6061-T6 avec la première attaque.

En comparant la figure 5.21 avec la figure 5.14 on trouve que la concentration des aérosols d'alliage A356 à la quatrième attaque (chaque attaque est de 2mm de profondeur) pour un perçage sans pré-trou (Figure 5.14) est 0.2 mg/m^3 tandis que cette concentration avec un pré-trou à fond plat (Figure 5.21) a augmenté pour atteindre une valeur de 2 mg/m^3 .

La même constatation est remarquée pour l'alliage 6061-T6. La concentration des poussières à une profondeur de 8 mm avec un pré-trou à fond plat (Figure 5.21) est 4 mg/m^3 tandis que cette concentration est plus petite est de l'ordre de 0.45 mg/m^3 pour un perçage de 2 mm de profondeur à une distance de 6mm de la surface de la pièce sans pré-trou (Figure 5.14).

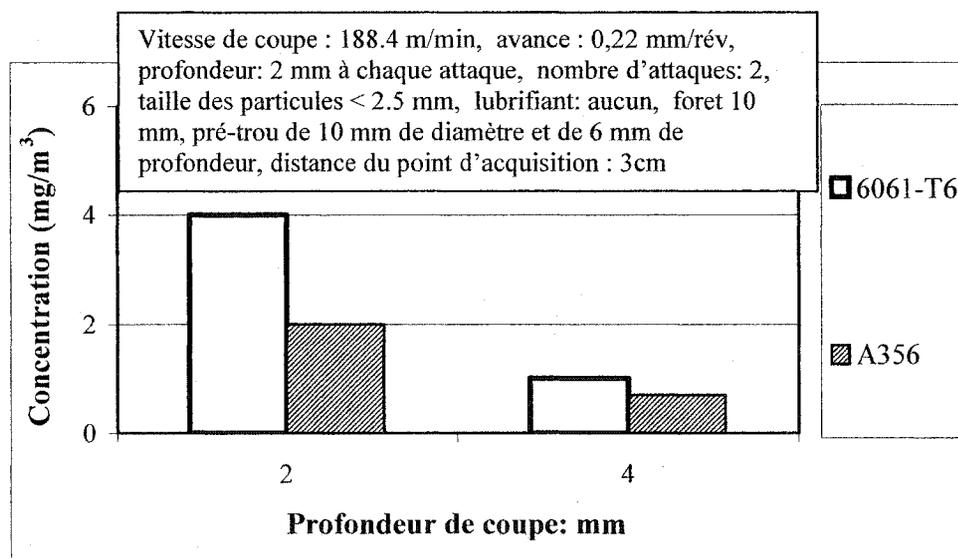


Figure 5. 21 Concentration des particules en fonction de la profondeur de coupe avec un pré-trou à fond plat.

Ces résultats nous permettent de constater que la vibration causée par l'effet de l'âme du foret et des arêtes de coupe lors du premier contact avec la surface de la pièce produit la concentration des aérosols la plus élevée à cause des forces de réaction du matériau à la

pénétration de l'âme du foret et des arêtes de coupe, ce qui augmente le frottement et la vibration pendant le perçage.

On constate aussi que plus le perçage est profond pour une seule attaque de 2 mm de profondeur, plus la concentration des poussières est petite. La comparaison entre la figure 5.21 et la figure 5.14, appuie cette remarque. Avec un pré-trou de 6mm de profondeur, la concentration des poussières pour le A356 est 2 mg/m^3 (Figure 5.21) tandis que cette concentration est 8 mg/m^3 pour les mêmes conditions de coupe mais sans pré-trou de 6 mm de profondeur (Figure 5.14).

5.9 Influence de la température

Afin de trouver les conditions de coupe qui peuvent servir à réduire la concentration des poussières pendant l'usinage, on a étudié l'influence de la température sur la concentration des aérosols. On a exécuté des essais de perçage sur les quatre matériaux (A356, 6061-T6, AZ91E et laiton 70-30) à deux températures différentes. Une fois à la température ambiante (22°C) et une autre fois en les refroidissant à -40°C .

D'après les résultats obtenus, on a pu constater (Figure 5.22), que le refroidissement de la pièce à une température de -40°C a conduit à une chute très importante de la concentration en aérosols pour tous les matériaux étudiés.

La concentration des aérosols lors du perçage diminue avec la diminution de la température de la pièce (Figure 5.23). Ces résultats ont été obtenus en utilisant une plage de température de -20°C à -60°C .

Il y a plusieurs hypothèses qui expliquent la diminution de la concentration des poussières lors du refroidissement :

1. la fragilité de la pièce augmente avec la diminution de la température, ce qui diminue

le frottement du copeau avec l'outil de coupe, par conséquent, la vibration diminue et la concentration des poussières chute.

2. Les particules de poussière restent gelées à l'intérieur du trou. L'augmentation de leur densité dû au refroidissement empêche la volatilisation de ces particules.

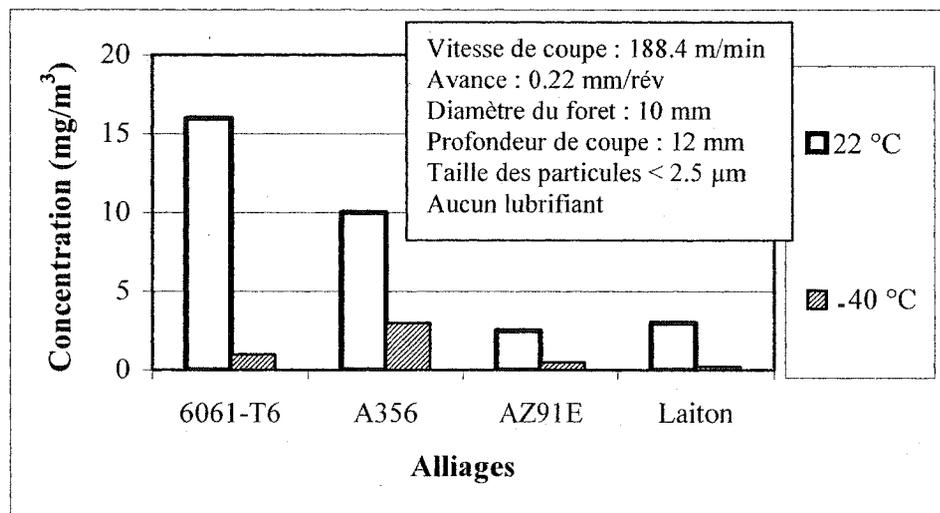


Figure 5. 22 Concentration des aérosols pour plusieurs alliages avant et après le refroidissement de la pièce.

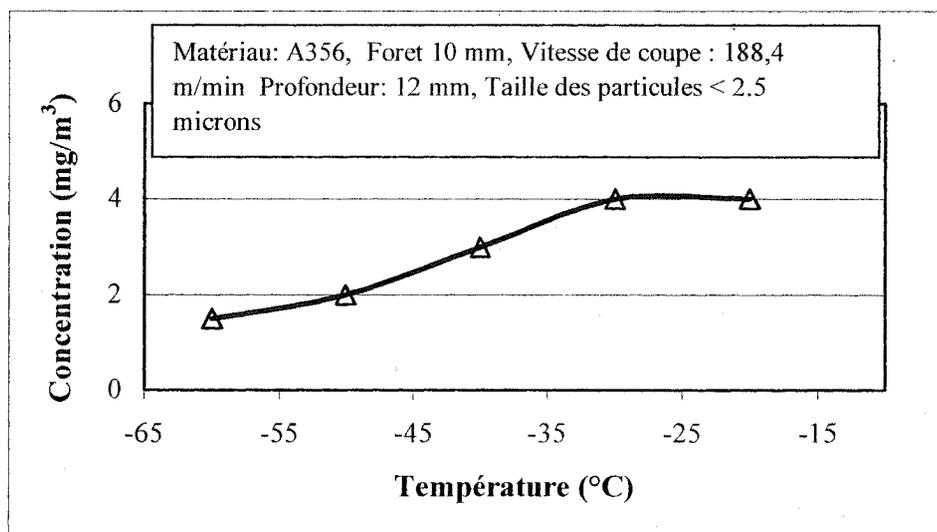


Figure 5. 23 Concentration des aérosols de l'alliage d'aluminium A356 en fonction de la température de la pièce.

La diminution de la concentration des aérosols avec la diminution de la température de la pièce est un facteur très important concernant le problème des poussières produites lors de l'usinage. Ces résultats, peuvent être un élément très important qui va conduire à résoudre ce problème pour toutes les opérations d'usinage.

5.10 Discussion et conclusion

- **Discussion**

La figure 5.24 représente la concentration de poussières en fonction du temps (T). La moyenne de cette concentration est calculée par l'équation (5.1).

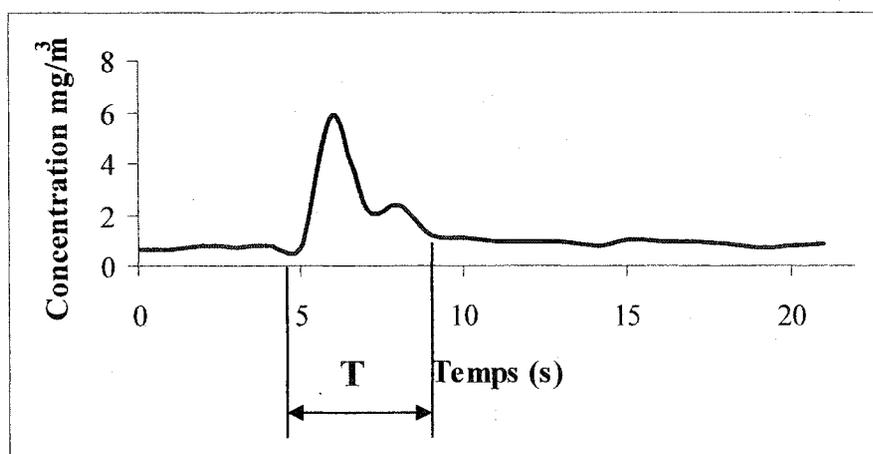


Figure 5.24 Représentation de la concentration en fonction du temps

$$\langle C \rangle = \frac{1}{T} \int_0^T C(t) \cdot dt \quad (5.1)$$

Avec

C : concentration (mg/m³)

T : temps (s)

L'acquisition des données a commencé quelques secondes avant le perçage et a terminé quelques secondes plus tard après le perçage, mais les données d'acquisition pour calculer la moyenne de la concentration ont été prises dans la période du temps avant que la concentration se stabilise.

La concentration des aérosols produits pendant le perçage est influencée par les paramètres de coupe (vitesse, avance et profondeur), l'effet de l'âme et des arêtes de coupe et l'état de l'outil de coupe (affûté, usé).

D'après nos résultats, on a constaté que la première attaque sur la surface de la pièce produit la concentration de particules la plus élevée. Cette constatation peut être expliquée par différentes hypothèses :

1. La vibration élevée lors de la pénétration du foret dans la pièce due aux forces de réaction de l'âme du foret et des arêtes de coupe.
2. L'effet du frottement de l'outil sur la surface de la pièce.

Lors du perçage avec un pré trou la force normale exercée sur la pièce est petite et causé seulement par les arêtes de coupe (J. Masounave et al. 2002, en cours). L'absence de l'effet de l'âme du foret diminue la force normale, mais augmente la vibration ce qui augmente la concentration des poussières.

Il a été montré par Hiromichi Onikura et al. (1989), en étudiant le mécanisme de vibration du foret lors du perçage d'un acier à 0.45 % de carbone avec un foret d'acier rapide de 10 mm de diamètre (le même type et le même diamètre que le foret utilisé dans notre étude) et avec un pré-perçage de 3 mm de diamètre, que l'amplitude de vibration augmente graduellement avec le début de coupe. Elle atteint un maximum après que les coins du foret soient engagés complètement dans la pièce. Après quelques révolutions lorsque le foret devient engagé dans la pièce, l'amplitude diminue. L'augmentation de l'amplitude avec la pénétration du foret est causée par la grande valeur de l'énergie de vibration produit par l'augmentation des forces de coupe.

Lors du perçage sans pré-trou le comportement est complètement différent qu'avec un pré-trou (Hiromichi Onikura et al. 1989). Cette différence peut être attribuée à la suppression de la vibration de haute fréquence due à la force de résistance de l'âme du foret. Cette résistance au mouvement peut être provoquée par la force de friction produite par la grande force normale sur l'âme du foret (Hiromichi Onikura et al. 1989). Ces auteurs trouvent aussi, que lors du perçage sans pré-trou, la vibration atteint un maximum à une profondeur de 1mm à 2mm (Figure 5.23) pour diminuer ensuite graduellement et devenir constante lors de l'engagement des coins du foret dans la pièce. Ils montrent aussi que l'augmentation de la longueur de l'âme du foret conduit à l'augmentation de l'amplitude de vibration. Par contre, l'augmentation de la longueur des arêtes de coupe causée par la diminution de la longueur de l'âme du foret conduit à la diminution de la fréquence de vibration.

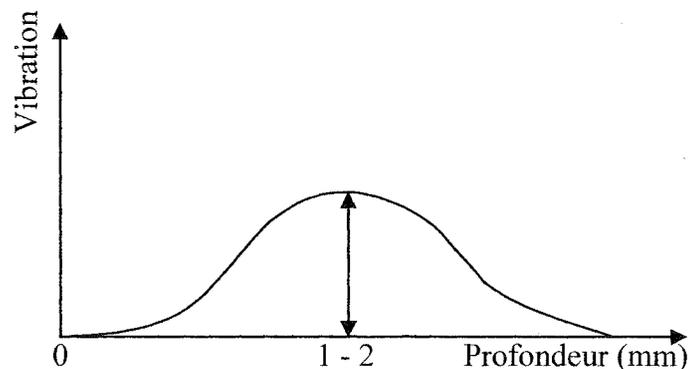


Figure 5. 25 La vibration en fonction de la profondeur pour un perçage sans pré-trou Hiromichi Onikura et al. (1989).

D'après nos résultats, on a pu constater l'effet de l'âme du foret et des arêtes de coupe sur l'augmentation de la concentration des aérosols lors du perçage. Cette augmentation est imputable à la vibration générée lors du contact de l'âme du foret et des arêtes de coupe avec la surface de la pièce. Pendant la pénétration de l'âme du foret et des arêtes de coupe dans le matériau le frottement atteint un maximum à cause des forces de cisaillement élevées. Ces force de cisaillement augmentent les forces de coupe par

conséquent la vibration atteint une valeur maximale ce qui conduit à une concentration des aérosols élevée

La faible influence des coins extérieurs des arêtes de coupe sur la concentration des poussières dans l'air lors du perçage est aussi constatée (Figure 5.19), ce qui explique que la vibration produite par la réaction de l'âme du foret et des arêtes de coupe à la pénétration dans le matériau a l'influence la plus importante sur la concentration des aérosols.

Enfin, l'étude de l'influence de la température sur la concentration des aérosols nous a amené à découvrir la grande importance que joue ce facteur sur la diminution de la concentration des poussières lors du perçage. Plus on diminue la température de la pièce, plus la concentration des aérosols diminue; ce qui peut être utile pour trouver une solution pour ce problème présent pour toutes les opérations d'usinage.

- **Conclusion**

L'étude des aérosols produits lors du perçage pour différents matériaux avec différentes conditions de coupe nous a permis de constater que les aérosols d'un diamètre de moins de 2.5 micron existent avec des opérations d'usinage comme le perçage.

Cette étude nous a permis également de préciser les conditions et les paramètres de coupe qui influent sur la concentration des aérosols. Il existe trois sources possibles :

- la lèvre
- Le bord extérieur de la lèvre
- La surface extérieure du copeau

- La température de la pièce a une influence très importante sur la concentration des aérosols produits lors du perçage. Plus on diminue la température, plus la concentration des aérosols diminue.
- La concentration des aérosols produits lors du perçage augmente avec l'augmentation de l'avance et de la vitesse de coupe.
- La vibration causée par l'effet de l'âme du foret et des arêtes de coupe est le facteur dominant dans la production des aérosols pendant l'usinage.
- Les coins extérieurs des arêtes de coupe n'influencent pas la concentration des aérosols lors du perçage.
- L'augmentation du diamètre du foret augmente la concentration des aérosols d'une façon remarquable.
- L'usure de l'outil de coupe augmente la concentration des poussières

DISCUSSION

- **Forces de coupe**

- a) **Force normale**

La loi d'usinage établie par M.C. Shaw (1957) et vérifiée par J. Masounave (1995) qui caractérise le comportement des forces de coupe en fonction de l'avance et de la vitesse de coupe pour de nombreux métaux reste la même pour des vitesses de coupe élevées (jusqu'à 150 m/min) :

$$F_n = A \cdot f^n \quad (6.1)$$

Avec

$n = 0.8$ à 1 : matériaux fragiles

$n = 0.7 - 0.8$: matériaux ductiles

On a montré que l'exposant ($n = 0.8$), qui a été établie par M.C. Shaw (1957), varie en fonction du type de matériau. Pour les alliages fragiles cet exposant est plus élevé ($n = 1$) que pour les matériaux ductiles ($n = 0.8$).

Les vitesses de coupe utilisées dans ce travail se situent dans la stade I (Figure 4.2) et donc n'ont pas d'influence sur les forces de coupe pour tous les matériaux étudiés. L'indépendance des forces de coupe avec la vitesse de coupe et la forte augmentation de ces forces en fonction de l'avance restent applicables pour tous les matériaux étudiés aux hautes vitesses (allant jusqu'à 150 m/min).

La variation de la force normale peut donc se schématiser par la figure (6.1).

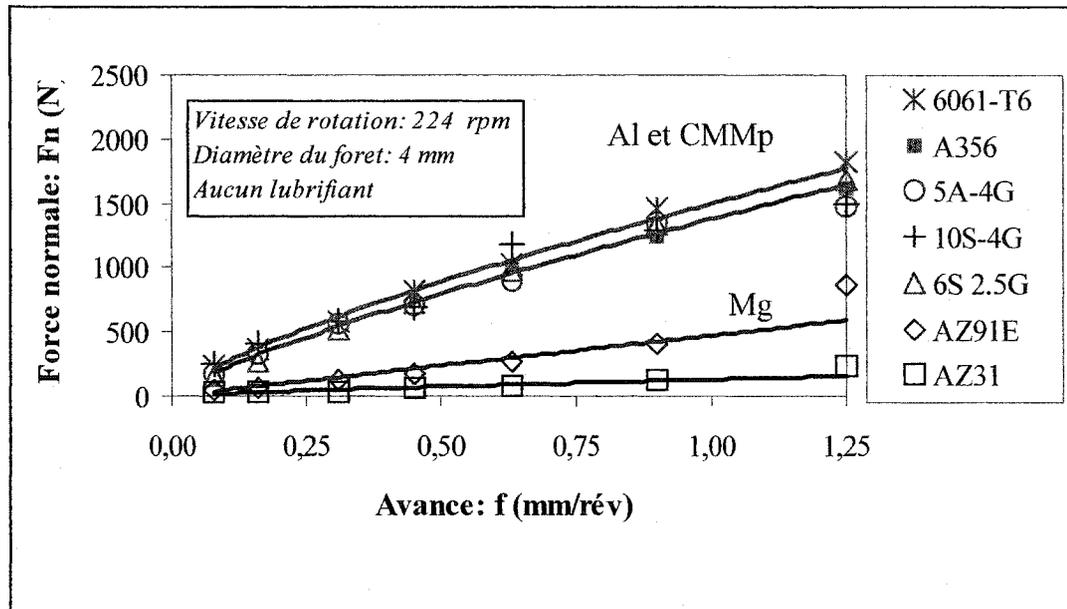


Figure 6. 1 Force normale en fonction de l'avance en perçage des alliages ductiles et fragiles.

b) Moment

Dans le cas du moment, la situation est un peu différente. Le moment des alliages d'aluminium en fonction de l'avance est plus élevé que celui de CMMp, ce qui peut être expliqué par la plus grande fragilité des CMMp.

Le moment est composé de :

- La résistance du copeau à la déformation.
- L'effort de coupe.

La surface de contact dans le flûte diminue lorsque le copeau est fractionné. Des matériaux ductiles, des matériaux qui collent (adhèrent) sur l'outil offrent une plus grande résistance et engendrent donc un moment plus élevé. L'augmentation de la ductilité du copeau conduit à un dégagement des copeaux plus difficiles comparé aux matériaux fragiles.

Pour des vitesses de coupe élevées (jusqu'à 150 m/min), le moment reste constant en fonction de la vitesse pour tous les matériaux étudiés. Dans ce cas la loi de Shaw montrée ci-dessous reste la même pour les plus hautes vitesses utilisées dans cette étude :

$$M = A \cdot f^m \quad (6.2)$$

La variation du moment peut se schématiser par les figures (6.2).

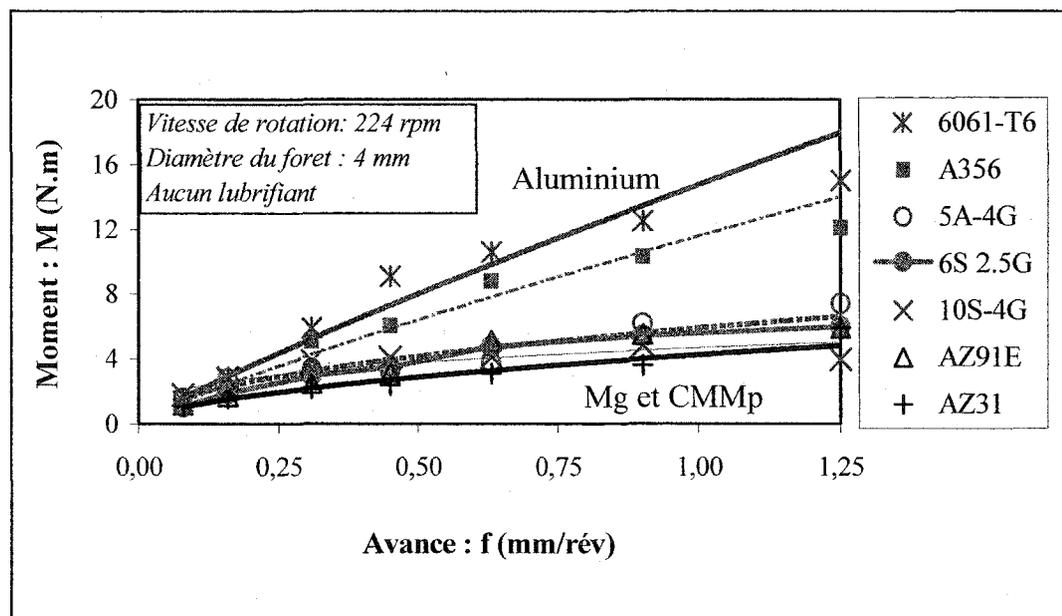


Figure 6. 2 Moment en fonction de l'avance en perçage des alliages ductiles et fragiles.

L'influence de la fragilité du matériau se traduit par une diminution de la zone de coupe qui frotte sur la flûte (Figure 6.3). L'effet des particules est principalement d'augmenter la fragilisation et donc de diminuer la surface de contact. Si la matrice est changée, le moment peut augmenter ou diminuer dépendamment de la déformation plastique du matériau.

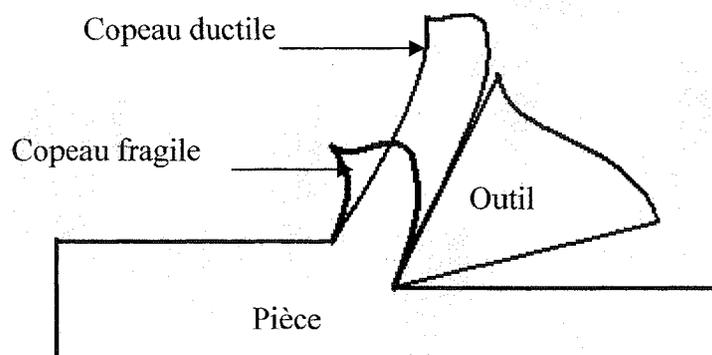


Figure 6. 3 Représentation de la zone de coupe pour un copeau fragile et un autre ductile.

- **L'effet des particules de renfort**

L'effet des particules de renfort peut être grossièrement résumé dans le paragraphe suivant :

Le matériau renforcé par des particules abrasives use fortement l'outil de coupe. Les composites contenant des particules de graphite recouvertes de nickel ont un comportement très différent. L'effet abrasif des particules dures est contrebalancé par l'effet lubrifiant des particules de graphite. Très vite l'outil se recouvre d'une couche de graphite qui protège efficacement l'outil contre l'usure.

La présence de particules dures est atténuée par la présence de graphite. La présence d'une couche de lubrifiant permet donc de diminuer l'usure de l'outil sans pourtant l'annuler. Sans graphite le perçage est difficile avec les forets qui ont été utilisés (acier rapide). L'effet du graphite est donc de protéger l'outil en plus de faciliter le glissement du copeau dans la flûte lors du perçage. La couche de graphite qui se dépose sur la face de coupe de foret protège celui-ci contre l'usure en cratère tandis que celle qui se dépose sur la surface percée diminue largement l'usure par talonnage de l'outil.

Aux basses vitesses de coupe les alliages d'aluminium et les CMMp ont un comportement similaire. Le graphite a le temps de jouer son rôle lubrifiant.

Aux hautes vitesses de coupe utilisées dans cette étude l'effet du graphite devient de moins en moins important lorsque la vitesse de coupe augmente. Plus on va vite moins le graphite reste sur l'outil, par conséquent les particules de carbure de silicium qui sont dures et abrasives usent fortement l'outil.

Par contre la teneur en plomb dans le laiton protège l'outil de l'usure et diminue les efforts de coupe même aux hautes vitesses (J. Masounave et al, en cours). Ces auteurs ont montré que les efforts de coupe diminuent lorsque la teneur en plomb du matériau augmente et la coupe devient plus facile. Cette classification est conservée quelles que soit l'avance, la vitesse de coupe et la température.

- **Formation des copeaux**

Le mécanisme de formation du copeau est une indication importante du comportement des différents matériaux pendant l'usinage pour un outil de géométrie donnée. La formation du copeau varie avec les matériaux (ductile, fragile) et les paramètres de coupe (avance, vitesse de coupe). On a démontré (chapitre 3) que les matériaux fragiles génèrent des copeaux détachés, plus petits que ceux des matériaux ductiles ce qui se traduit par une augmentation de l'angle de cisaillement. Plus le matériau est fragile, plus l'angle de cisaillement est élevé.

On peut remarquer que l'angle de cisaillement dépend peu du diamètre du foret (Figures 3.18 et 3.19), quelque soit le matériau. Ce résultat semble indiquer que l'angle de cisaillement dépend peu de l'âme du foret.

Les alliages de magnésium produisent des copeaux plus courts et plus détachés que les alliages d'aluminium. De plus la taille du copeau est indépendante de la vitesse de coupe. On peut augmenter la productivité sans toutefois nuire à la qualité du copeau

produit. Les copeaux de magnésium, plus courts que ceux du 6061-T6, mais surtout plus réguliers que ceux du A356 ne sont pas favorables à la formation d'une arête rapportée.

Le comportement fragile des alliages de magnésium entraîne un angle de cisaillement plus élevé comparé à celui de l'aluminium. C'est cet angle de cisaillement élevé qui explique la segmentation des copeaux et la réduction des forces de coupe pour les alliages de magnésium. Par contre, les alliages d'aluminium, en l'occurrence le 6061-T6 qui présente un comportement ductile, génèrent des copeaux très longs. L'angle de cisaillement est plus faible, le coefficient de friction est plus élevé et, par conséquent, les forces de coupe sont plus importantes.

On reproche souvent aux alliages de magnésium d'être susceptibles d'initier des incendies. Lorsque les copeaux sont grands, cette éventualité est à écarter. Les risques sont présents surtout lorsque les copeaux sont fins et lorsque les conditions de coupe sont mauvaises, ce qui génèrent des frottement. Pour un angle de dépouille trop petit ou lorsque les outils sont mal affûtés il y a production de poussières et donc risque d'incendie. Dans le cas contraire, les risques d'incendie sont faibles (Les alliages de magnésium sont usinés depuis longtemps, sans que des accidents aient été signalés).

L'augmentation de la vitesse de coupe accroît la température dans les zones de coupe et cette élévation de la température tend à rendre le matériau plus ductile.

Pour ce qui est de l'alliage 6061-T6 ductile, la longueur des copeaux reste constante, même aux hautes vitesses de coupe. Cette stabilité de la longueur du copeau du 6061-T6 s'explique par la faible variation de la ductilité de cet alliage, ce qui réduit l'effet de la ductilité vis-à-vis de la génération des copeaux longs.

Pour les matériaux fragiles (CMMp) la taille du copeau ne change pas en fonction de la vitesse. La fragilité élevée de ces matériaux conduit à une vitesse du cisaillement trop élevée. Pour ce type de matériau les copeaux sont petits.

- **Effet de la géométrie du foret**

La dimension de l'âme du foret est adaptée au type de perçage. Des perçages profonds sont effectués avec des forets possédants des âmes de grandes dimensions, afin d'augmenter la rigidité du foret. Une âme mince favorise le cisaillement du copeau, ce qui diminue les forces en jeux. Le tableau VII illustre cet effet.

Tableau VII

Influence de l'âme du foret sur la force de coupe et la longueur du copeau.

Alliages	avance : 0.08 mm/rév, vitesse : 224 rpm			
	Épaisseur de l'âme (mm) et type d'affûtage		Épaisseur de l'âme (mm) et type d'affûtage	
	0.88 classique	0.28 pointe en croix	0.88 classique	0.28 pointe en croix
	Force normale F_n : N		Longueur du copeau : mm	
6061-T6	330	220	75-100	3-15
A356	220	210	3-6	3-6

De ces résultats, il apparaît qu'on peut établir une corrélation entre la force normale et la longueur du copeau. La longueur et la forme du copeau est fortement fonction de la géométrie de l'outil. Ainsi par exemple, le copeau de l'alliage de fonderie A356 est toujours court, tandis qu'il varit beaucoup pour l'alliage ductile 6061-T6. Une âme petite entraîne la formation d'un copeau court ce qui conduit à la diminution de la force de coupe.

Comme cela est prévisible et a déjà été constaté, le moment est moins sensible aux variations géométriques du foret que la force normale. Le tableau VIII illustre l'effet de l'âme du foret sur le moment.

Tableau VIII

Influence de l'âme du foret su le moment.

Alliages	Épaisseur de l'âme (mm) et type d'affûtage	
	0.88 classique	0.28 pointe en croix
	Av :0.63 mm/rév, Vc :224 rpm	Av :0.63 mm/rév, Vc :3000 rpm
	Moment : N.m	
6061-T6	10.6	10.2
A356	8.8	7.6

L'effet de l'âme a une action prononcé sur la force. Une âme de forte dimension résiste plus à la force et a une action faible sur le moment.

(Les deux types de l'âme du foret sont représentées à l'annexe 5).

- **Les poussières**

Il existe plusieurs paramètres et conditions de coupe qui influencent la production des aérosols pendant le perçage. L'avance, la vitesse de coupe, l'état de l'outil, l'âme et les arêtes de coupe, le type du matériau (fragile, ductile) et la température de la pièce sont tous des paramètres qui influencent la concentration des aérosols produits lors du perçage. Il a été montré dans ce travail que le premier contact entre l'outil et la pièce (perçage de 2 mm de profondeur) produit la concentration des aérosols la plus élevée en comparaison avec des attaques plus profondes (de 4 mm à 20 mm). Cette constatation nous donne une idée du rôle que joue la vibration causée par l'influence des forces de réaction et du frottement sur la production des particules lors du perçage. Afin de créer sa voie dans le matériau l'outil génère du frottement élevé à partir des forces appliquées par l'âme du foret et par les arêtes de coupe. De plus la ductilité élevée des matériaux est un facteur important qui conduit à l'augmentation de la concentration des aérosols par rapport aux matériaux fragiles à cause de l'augmentation de la vibration lors du perçage de ces type des matériaux.

La température du matériau joue le rôle le plus important dans la production des aérosols. Un des facteurs les plus importants pour diminuer la concentration des aérosols c'est de diminuer la température du matériau.

CONCLUSION

Le comportement des forces de coupe en fonction des paramètres de coupe (avance, vitesse : basse et élevée) et du type du matériau (ductile, fragile), le mode de formation des copeaux des alliages d'aluminium et de magnésium et des composites à matrice métallique, l'influence des particules de renforts sur le comportement de CMMp à basse et à haute vitesse et sur le mécanisme de formation des copeaux et les conditions et le mécanisme de formation des aérosols lors du perçage à sec ont été étudiés dans ce travail.

Il a été montré que :

- Le magnésium présente plusieurs avantages comparé aux alliages d'aluminium. Les alliages d'aluminium de fonderie du type A356 exigent des forces de coupe de l'ordre de 2 à 3 fois plus élevées. Les alliages de magnésium sont donc faciles à usiner à sec. Ils ont presque les mêmes propriétés mécaniques que les alliages d'aluminium mais ils requièrent des forces de coupe plus faibles et donc sont plus économiques à usiner et plus avantageux à utiliser dans l'industrie malgré leur coût qui est un peu plus élevé que celui des alliages d'aluminium.
- La loi d'usinage $F_n = A \cdot f^n$ établie par Shaw (1957) et vérifiée par J. Masounave (1995) reste la même pour tous les matériaux étudiés à basse et à haute vitesse (jusqu'à 150m/min), mais avec un exposant plus élevé ($n = 1$) pour les alliages de magnésium.
- La force normale et le moment sont indépendants de la vitesse de coupe pour tous les matériaux testés (matériaux ductiles comme le 6061-T6 et matériaux fragiles tel que AZ91E). La force normale et le moment augmentent fortement avec l'augmentation de l'avance de coupe :

$$M = A \cdot f^n$$

- La force de coupe lors du perçage de CMMp est fonction de l'avance et de la nature des particules de renfort. La présence du graphite dans les CMMp lors du perçage aux basses vitesses joue un rôle de lubrifiant qui diminue le frottement causé essentiellement par la présence des particules dures. Par conséquent la force normale diminue et devient dépendante seulement de la matrice. Par contre lors du perçage du CMMp aux hautes vitesses (plus de 50 m/min) l'influence du graphite comme lubrifiant solide diminue avec l'augmentation de la vitesse de coupe ce qui conduit à l'usure rapide de l'outil de coupe.
- Le coefficient de friction est une bonne indication du mécanisme de coupe. Il ne dépend pas de la vitesse de coupe pour tous les matériaux analysés. La ductilité du matériau conduit à un coefficient de friction plus élevé.
- L'augmentation du coefficient de friction et de la résistance à l'usure génèrent une usure par abrasion des outils de coupe. Cela entraîne une perte de l'acuité des arêtes de coupe et un mauvais fini de surface des pièces usinées. L'addition des particules dures (SiC) et molles (G) dans un même composite a un effet différent: tandis que les particules dures augmentent le coefficient de friction, les particules molles le réduisent.
- Les copeaux deviennent plus cassants suite à l'augmentation de l'angle de cisaillement. L'angle de cisaillement lors de la coupe des alliages de magnésium est élevé, ce qui conduit à la formation de copeaux courts. Dans le cas des composites les copeaux se cassent vite et le moment diminue.
- L'étude du mécanisme de formation du copeau, de l'influence des paramètres de coupe et de l'âme du foret sur la taille du copeau et sur les forces de coupe permet de

déterminer les conditions les plus fiables pour augmenter la productivité, obtenir des copeaux de petites dimensions et réduire les forces de coupe et l'énergie requise. D'après nos résultats, pour atteindre ces objectifs on peut augmenter la vitesse de coupe, diminuer l'avance et utiliser une âme du foret la plus petite possible.

- Les aérosols du diamètre moins de 2.5 micron existent lors du perçage et dépendent de plusieurs paramètres et conditions de coupe comme : l'avance et la vitesse de coupe, l'état de l'outil, l'âme du foret, les arêtes de coupe, le type du matériau et la température de la pièce.
- La diminution de la température du matériau conduit à une chute importante de la concentration des aérosols dans l'air.
- La vibration de forte amplitude causée par les forces de réaction de l'âme du foret et des arêtes de coupe à la pénétration lors du premier contact outil-pièce produit la concentration des aérosols la plus élevée.
- L'usure de l'outil de coupe augmente la concentration des aérosols lors du perçage.
- Les matériaux ductiles produisent plus des aérosols que les matériaux fragiles.

RECOMMANDATIONS

Le choix du matériau, le comportement des forces de coupe, la taille des copeaux et la concentration des aérosols produits lors de l'usinage sont d'une importance majeure du point de vue de la production et de l'environnement. On tente toujours de remplacer les matériaux utilisés dans l'industrie par des matériaux plus légers qui ont les mêmes propriétés mécaniques et la même résistance à la corrosion avec une résistance à l'abrasion plus élevée. On peut aussi augmenter la productivité et produire des copeaux de petites dimensions et bien segmentés sans toutefois affecter les forces de coupe. De plus pour protéger les opérateurs et diminuer les risques d'avoir des problèmes sanitaires reliés aux aérosols produits lors de l'usinage on tente toujours d'exécuter les opérations de fabrication avec la concentration des aérosols la plus petite possible et le plus grand diamètre des particules de poussière.

En se basant sur les résultats obtenus d'après notre étude on peut recommander les activités suivantes :

- Étudier l'usinage des matériaux fragiles et ductiles à des hautes vitesses (plus que 150 m/min) pour analyser les comportement des forces de coupe et les changements dans le mécanisme de formation des copeaux.
- Étudier l'usinage des CMMp avec un pourcentage élevé des particules de renfort douces (graphite) pour apprécier l'influence d'une grande quantité de ces particules sur les forces de coupe et sur l'usure de l'outil.
- Étudier l'usinage des composites métalliques à matrice du magnésium et comparer les résultats obtenus avec les nôtres pour pouvoir identifier l'influence des différentes matrices fragile et ductile sur le comportement de ces composites pendant l'usinage.

- Étudier la possibilité d'utilisation de copeaux des matériaux fragiles et ductiles pour la fabrication de pièces par squeeze casting ou par extrusion.
Analyser les microstructures obtenues et déduire les conclusions en comparaisons les résultats avec ceux obtenus pour des lingots.
- Étudier l'influence du type et de géométrie de l'outil sur la concentration des aérosols.
- Étudier la concentration des aérosols dans l'air pour différentes opérations de fabrication.

ANNEXE 1

**Propriétés mécaniques, thermiques et électriques de quelques alliages
d'aluminium, du magnésium et de CMMp**

Tableau IX

Propriétés mécaniques de quelques alliages d'aluminium et du magnésium [3, 5]

Propriétés mécaniques							
Propriétés	Matériaux						
	A356.0-T6		6061-T6	AZ31B		AZ91A et AZ91B F trempé	
	Sable moulé	Moule permanent					
Résistance à la fatigue (MPa)	60	90	95	97		97	
Résistance au cisaillement (MPa)	180	205	207	145		140	
Résistance à la tension (MPa)	228	262	310	255		230	
Ductilité A(%)	3.5	5	12-17	15		3	
Dureté (HB)	70	80	95	67		63	
Module d'élasticité (GPa)	72.4		69	tension	cisaillement	tension	cisaillement
				45	17	45	17
Coefficient de poisson	0.33		0.33	0.35		0.35	
Limite d'élasticité $R_{e0.2}$ (MPa)	160		275	200		200	
Résistance à la traction R_m (MPa)	230		410	265		230	
Densité lb/in ³	0.097		0.098	0.064		0.066	

Tableau X

Propriétés thermiques et électriques des alliages d'aluminium et du magnésium [3, 5]

Propriétés thermiques							
Propriétés	Unité	6061-T6	A356.0	AZ31B et AZ31C	AZ91A, AZ91B et AZ91C		
Température de liquidus	C°	652	615	630	595		
Température de solidus	C°	582	555	605	470		
Coefficient de dilatation thermique	µm/m.k	23.6	21.5	26	26		
Chaleur Spécifique	J/kg.k	896	963	1.05	1.05		
Conductivité thermique	W/m.k	167	167	96	72		
Chaleur latente de la fusion	kJ/kg	...	389	331 à 348	373		
Température de fusion	C°	582	557	AZ31			
				650			
Propriétés électriques							
Conductivité électrique	% LACS	6061-T6	A356.0-T6	AZ31B, AZ31C	AZ91 A	AZ91 B	AZ91 C
		43	39	18.5	10.1	11.5	11.5
Résistivité électrique	nΩ.m	40	44.2	92	170	...	150

Tableau XI

Propriétés mécaniques de CMMp

Propriétés	10S-4G ⁽¹⁾	5A-4G ⁽¹⁾
Ductilité A(%)	0.55	~0.5
Dureté (HB)	71	~56
Limite d'élasticité R _{e0.2} (MPa)	260	~ 210
Résistance à la traction R _m (MPa)	275	~ 230

ANNEXE 2

Composition chimiques de quelques alliages d'aluminium et de magnésium

Tableau XII

Composition chimiques de quelques alliages d'aluminium et de magnésium [3]

Composition %	Matériaux			
	A356	6061-T6	AZ31B	AZ91A
Cu	0.2 max	0.28	0.05 max	0.10 max
Mg	0.25 à 0.45	1.0	94 à 96.7	88 à 91.22
Mn	0.10 max	—	0.2 min	0.13 min
Si	6.5 à 7.5	0.6	0.10 max	0.50 max
Fe	0.2 max	—	0.005 max	—
Zn	0.1 max	—	0.6 à 1.4	0.35 à 1.0
Ti	0.2 max	—	—	—
Al	91 à 93.25	97.9	2.5 à 3.5	8.3 à 9.7
Ca	—	—	0.04 max	—
Ni	—	—	0.005 max	0.03 max
Autres	0.15 max	0.2	0.3 max	0.30 max

ANNEXE 3

Diagramme des phases : aluminium - silicium et aluminium - magnésium

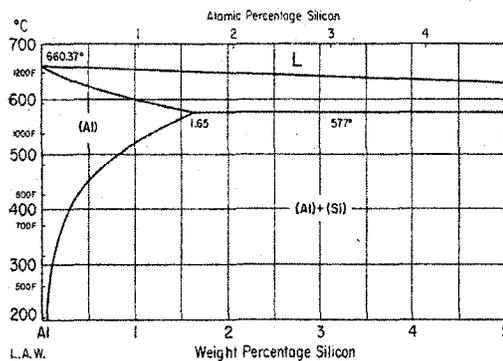
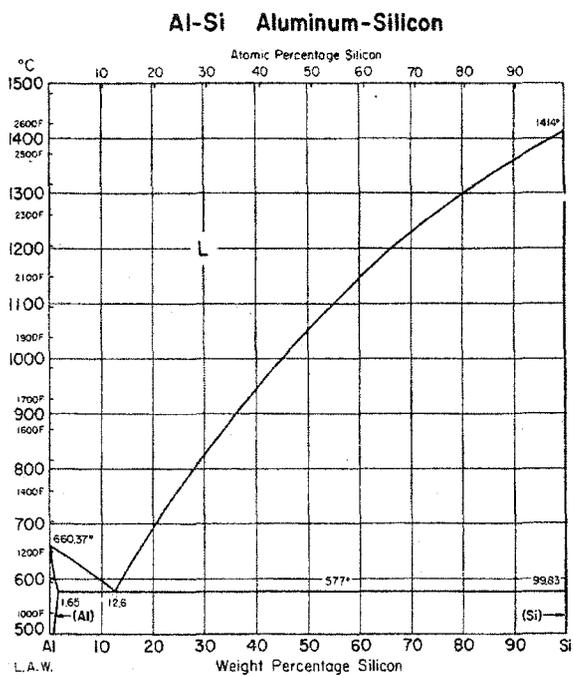


Figure A. 1 Diagramme de phase d'aluminium-silicium [46]

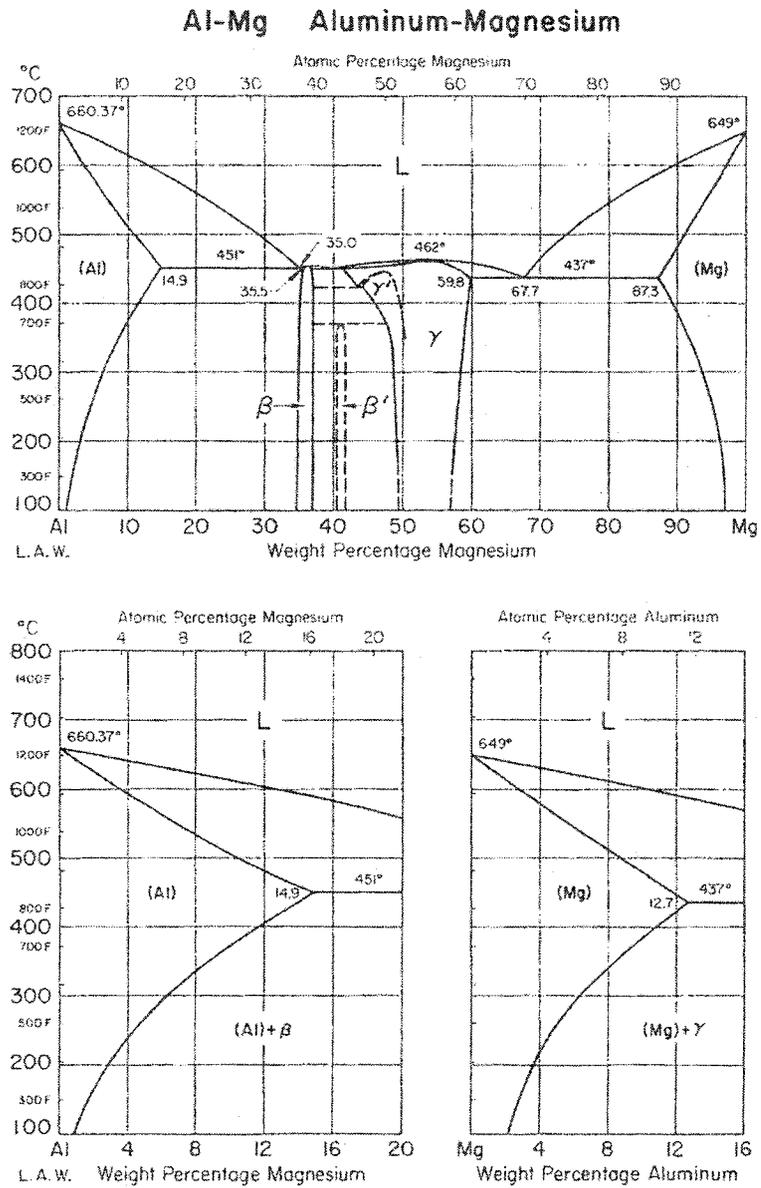


Figure A. 2 Diagramme de phase d'aluminium – magnésium[46]

ANNEXE 4

Montage et appareil utilisés pour mesurer les aérosols

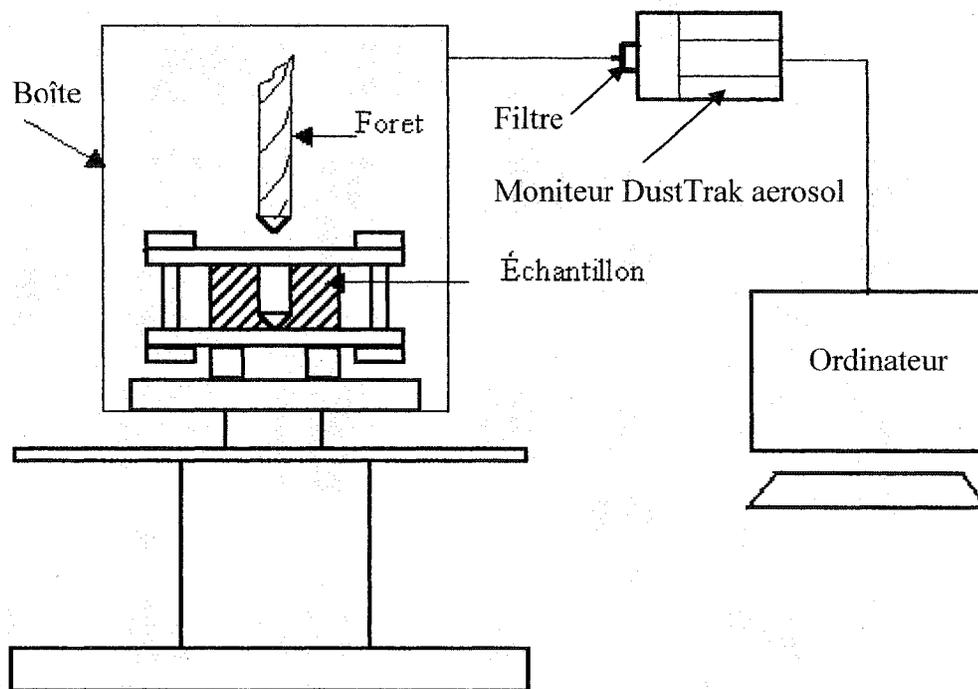


Figure A. 3 Montage expérimentale pour l'étude de poussière

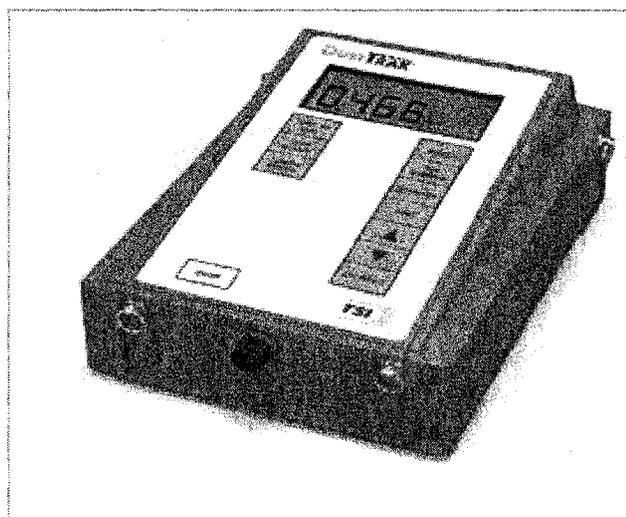


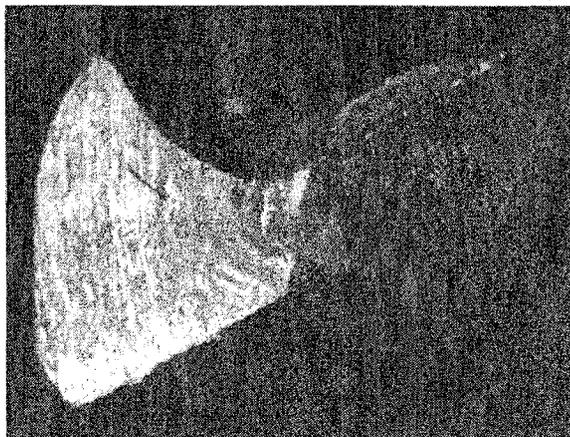
Figure A. 4 Appareil DustTrak aérosol.

ANNEXE 5

Types de l'âme du foret



- a) Âme du foret d'épaisseur de 0.28 mm avec un type d'affûtage pointe en croix.



- b) Âme du foret d'épaisseur de 0.88 mm avec un type d'affûtage classique.

Figure A. 5 Deux types différents de l'âme du foret.

BIBLIOGRAPHIE

- [1] Ames, W., Alpas, A.T. (1993). Sliding Wear of an Al-Si Alloy Reinforced with Silicon Carbide Particles and Graphite Flakes. ASM Materials Congress, Pittsburg, Pennsylvania, Oct. 17-21:27-35.
- [2] ASM Handbook, vol.16, (1999). *Machining*, ASM international.
- [3] ASM Handbook, vol. 2, (1979). *Properties and Selection: Nonferrous Alloys and Pure Metals*.
- [4] Bailon, J-P., Dorlot, J-M. (2000). *Des Matériaux*. Troisième édition, École Polytechnique de Montréal, Québec, Canada.
- [5] Bell, J.A.E., Stephenson, T.F, Waner, A.E.M., Songmene, V. (1997). *Physical Properties of Graphitic Silicon Carbide Aluminium Metal Matrix Composite*. SAE paper No.970788.
- [6] Chandrasekaran H., Johanson, J.O., (1997). *Influence of Processing Conditions and Reinforcement on the Surface Quality of Finished Machined Aluminium Alloy Matrix Composites*. Annals of CIRP, 46/1:493-496.
- [7] Cronjäger, L., Meister, D., (1992). *Machining of Fibre and Particle-Reinforced Aluminium*. Annals of CIRP, 41/1: 63-66.
- [8] Furnes, R. J., Wu, C. L., Galip Ulsoy, A., (1992). *American Control Conference*. vol. 1, pp. 384-390.
- [9] Gente, A., Hoffmeister, H. W., (2001). *Chip Formation In Machining Ti6Al4V at Extremely High Cutting Speeds*. Technical University of Braunschweig, Germany, Annals of the CIRP, pp. 49-52.
- [10] Kalpakjian, S., (1989), *Manufacturing Engineering and Technology*. Illinois Institute of Technology, USA, p.1199.
- [11] Jallais, Y., Lecomte, C., Coquant, M. , Welter, JM., Masounave, J. *Influence de la Température et du Plomb sur le Perçage des Laitons*. École De Technologie supérieur, Montréal, Québec, Canada, p. 1-25.
- [12] Lane , CT. (1992). *The Effect of Different Reinforcement on PCD Tool Life for Aluminium Composites*. Machining of Composites Materials, Proceedings of the ASM/TMS Materials Week Symposium. Chicago, Illinois, Nov 1-5:17-27.

- [13] Lee, D., (1985). *The Effect of Cutting Speed on Chip Formation Under Orthogonal Machining*. Journal of Engineering For Industry, vol. 107, February 1985, pp. 55-63.
- [14] Lee, D.M., Lee, J.S., Lee, C.H., (1995). *Microstructure and Mechanical Properties of Extruded Machined Chips for AZ91D Magnesium Alloy*. Keikinzoku/Journal of Japan Institute of Light Metals, v. 45, July 1995, pp. 391- 396.
- [15] Lemaire, J. C., Backofen, W. A. (1972). *Adiabatic Instability in The Orthogonal Cutting of Steel*. Metallurgical Transaction, 3:477- 481.
- [16] Mabuchi, M., Kubota, K., Higashi, K. (1993). *Mechanical properties of AZ91 Magnesium Alloy Processed from its Machined Chips*. Journal of the Japan Society of Powder and Powder Metallurgy, v. 40, n.4, April 1993, pp. 397-400.
- [17] Mabuchi, M. , Kubota, k. , Higashi, K. (1995). *New Recycling Process by Extrusion for Machined Chips of AZ91 Magnesium and Mechanical Properties of Extruded Bars*. Materials Transaction, JIM, vol. 36, No. 10 pp. 1249-1254.
- [18] Mackerer, C. R., (1989). *Health Effects of Oil Mists: A Brief Review*, Toxicology and Industrial Health, 5:429-440.
- [19] Masounave, J., Brodusch, N., Scheed, L. (1999). *Le Perçage Des Métaux : Influence De L'âme*. Ecole de Technologie Supérieur. Université Du Québec, Montréal, Québec, Canada, pp. 29-37.
- [20] Masounave, J., Maugendre, S., Scheed, L. (1998). *Prédiction Des Efforts De Perçage Des Métaux*. Ecole de Technologie Supérieur. Université Du Québec, Montréal, Québec, Canada, pp. 7-37.
- [21] Monaghan, J. (1998). *Factors Affecting The Machinability of Al/SiC Metal-Matrix Composites*. Key Engineering Materials Vols. 138-140 pp. 545-574.
- [22] Morin E., Masounave J., Laufer, E. (1994). *Effect of Drill Wear on Cutting Forces in the Drilling of Metal-Matrix Composites*. École de Technologies Supérieur, Montréal. Canada, pp. 12-16.
- [23] Nakanishi, M., Mabuchi, M., Saito, N., Nakamura, M., Higashi, K. (1998). *Tensile Properties of the ZK60 Magnesium Alloy Pproduced by Hot Extrusion of Machined Chip*. Journal of Materials Science Letters, v. 17, n.23, Dec.1, 1998, pp. 2003-2005.

- [24] Paulo Davim, J., Conceição Antonio, C. A. *Optimal Drilling of Particulate Metal Matrix Composites Based on Experimental and Numerical Procedures.* International Journal of Machine Tools & Manufacture 41 July 2000, pp. 21-31.
- [25] Rohatgi, P.K., Narendranath, C.S., *Tribological properties of Al-Si-Gr-SiC Hybrid Composite.* ASM 1993 Materials Congress, Materials Week '93, Pittsburgh, Pennsylvania, Oct. 17-21,1993, pp. 21-25.
- [26] Rohatgi, P. K., Ray, S., Liu, C. S., Narendranath, C. S. *Tribological Properties of Al-Si-Gr-SiC Hybrid Composite.* ASM 1993 Materials Congress, Pittsburgh, Pennsylvania, Oct. 17-21,1993, pp1-11.
- [27] Rohatgi, P.K., Ray, S., Liu, Y. (1992). *Int. Mat. Reviews*, 37(3), 129.
- [28] Rohatgi, P. K., Bharadwaj, R., Narendranath, C. S. *Influence of Initial Surface Finishes of Aluminium Alloy Graphite Composites on Tribological Properties.* ASM 1993 Materials Congress, Pittsburgh, Pennsylvania, Oct. 17-21,1993, pp. 93-102.
- [29] Rohatgi, P.K., Liu, Y., Yin, M., Barr, T. L. (1990). *Mat. Sci. Eng.* A123, 213.
- [30] Shaw, M. C. (1984). *Metal Cutting Principles.* Oxford University Press, New York, p. 594.
- [31] Shaw, M. C., Oxford, C. J. (1957). *On The Drilling of Metals 2-The Torque and Thrust In Drilling.* Trans ASME, 79 pp. 39-148.
- [32] Schulz, H., Abele, E., Sahn, A. (2001). *Material Aspects of Chip Formation in HSC Machining.* University of Technology, Darmstadt, Germany, Annals of The CIRP vol. 50, pp. 45-48.
- [33] Songmene, V., Balazinski, M. (1999). *Machinability of Graphitic Metal Matrix Composites as a Function of Reinforcing Particles.* Annals of CIRP, vol 48/1, pp.77-80.
- [34] Songmene, V., Stephenson, T.F., Warner, A.E.M. (1997). *Machinability of Graphitic Silicon Carbide Aluminium Metal Matrix Composite GrA-NiTM.* Proc. of the 1997 ASME Inter. Mech. Eng. Congress and Exposition, ASME International, Wyndham Anatole, Dallas, Texas, Nov. 16-21, 1997, pp. 193-200.

- [35] Sreejith, P. S., Ngoi, B. K. A. (2000). *Dry Machining: Machining of The Future*. Nanyang Technological University, Journal of Materials Processing Technology 101 pp. 287-291.
- [36] Tanguy, J. C. (1988). *Guide du Perçage au Foret Hélicoïdal*. Centre Technique des Industries Mécaniques (CETIM).
- [37] Tomac, N., Tonnessen, K., Rasch, F.O. (1992). *Machinability of Particulate Aluminium Matrix Composites*, Annals of CIRP, 41/1: 55-58.
- [38] Tönsoff H.K., Winkler J., Septembre (1997). *The Influence of Tool Coating in Machining of Magnesium*. University of Hannover, Germany, pp. 610-616.
- [39] Tönshoff, H. K., Karpuschewski, B., Glatzel, T. (1997). *Particle Emission and Immission in Dry Grinding*. University of Hannover, Annals of The CIRP vol.46/2, pp. 693-695.
- [40] Weinert, K., König, W. (1993). *A Consideration of Tool Wear Mechanism when Machining Metal Matrix Composites (MMC)*. Annals of CIRP, 42/1, pp. 95-98.
- [41] Beck A., Ed. F.A. Hughes and coltd. *The Technology of Magnesium and its alloys*. London 1941.
- [42] ASM Handbook, vol. 8, (1973). Metallography, Structure and Phase Diagrams [43] Robert I. King. (1986), Handbook of High-Speed Machining Technology, USA p 471.
- [44] Sutter G., Faure L., Molinari A., Delime A. and Dudzinski D., (1997), *Experimental Analysis of Cutting Process and Chip Formation at High Speed Machining*, Université de Metz, France.
- [45] Destafani, J.D. (1997). *Spindel Key to High-Speed Machining*. Manufacturing Engineering, vol. No 119, pp 68, 70, 72, 74, 76, 78.
- [46] Jawahir I.S. and Luttervelt C.A. van, *Recent Developments in Chip Control and Applications*, Annals of the CIRP, Vol. 42, No. 2, 1993, 659-693.
- [47] Nakayama K., The Formation of Saw Tooth Chips, Proc. International Conference on Production Engineering, Tokyo, 1974, 572.

- [48] Vyas A. and Shaw M.C., Chip Formation when Hard Turning Steel, *Manufacturing Science and Technology*, MED-Vol. 6, No. 2, ASME, 1997, 21- 28.
- [49] International Standard, ISO 3685, Tool-Life Testing with Single-Point Turning Tools, Second Edition, 1993.
- [50] Piispanen V.J., Mechanics of Metal Chips, *Journal of Applied Physics*, Vol. 19, 1948, 876-881.
- [51] Hands, D., Sheehan, M. J., Wong, B., Lick, H. B. (1996). *Comparision of Metalworking Fluid Mist Exposure From Machining With Different Levels of Machine Enclosure*. *American Industrial Hygiene Association Journal*, 57/12: 1173-1178.
- [52] McClellan, R. O., Miller, F. J. (1997). *An Overview of EPA's Proposed Revision of the Particulate Matter Standard*. *Chemical Industry Institute of Toxicology Activities*, 17/4 :1-24.
- [53] Sutherland, J. W., Kulur, V. N., King, N. C. (2000). *An Experimental Investigation of Air Quality In Wet And Dry Turning*. Michigan Technological University, Houghton, USA, *Annals of CIRP*, vol. 49, pp. 61-64.
- [54] Hiromichi, O., Keizo, S. Akio, K. (1989). *The Effect of the Main Cutting Edges, the Chisel Edge and the Margins on the Vibration Characteristics of Drills*. *Bull. Japan Soc. Of Prec. Engg.*, Vol. 23, No. 3, pp. 230-235.
- [55] Brunette, J. Jeu-Hérault, M. Songmene, V. Masounave, J. *Understanding and Characterizing the Drilling of Recycled Plastics*. *Soumis, Machining science and technology*.