TABLE DES MATIÈRES

Page

INTRODUCTION 1

CHAPITRE 1 REVUE DE LA LITTÉRATURE 3
1.1 Usinabilité des matériaux.....3
1.2 Les efforts de coupe 6
1.3 Qualité des usinages.....9
1.4 Formation du copeau.....13
1.5 L'émission de poussières en usinage 18

CHAPITRE 2 DÉMARCHE EXPÉRIMENTALE 23
2.1 Introduction.....23
2.2 Obtention des états métallurgiques étudiés.....23
2.3 Analyse de la microstructure 25
2.4 Mesure de la dureté.....29
2.5 Essais de perçage et analyse des efforts de coupe 30
2.6 Mesure de rugosité des trous.....37
2.7 Étude des bavures 40
2.8 Étude des copeaux.....44

CHAPITRE 3 ANALYSE DES DONNÉES.....47
3.1 Influence de la température de recuit sur la grosseur des grains 47
3.2 Influence de la température de recuit sur la dureté 52
3.3 Influence du traitement thermiques sur les propriétés mécaniques du matériau 55
3.4 Analyse des efforts de coupe 60
3.4.1 Études préliminaires..... 60
3.4.2 Analyse de la force normale 61
3.4.3 Analyse du moment selon z 69
3.4.4 Conclusions sur l'analyse des efforts de coupe 72
3.5 Influence des conditions de coupe et de la ductilité sur la rugosité.....73
3.6 Influence des conditions de coupe et de la ductilité sur la formation des bavures 77
3.7 Influence des conditions de coupe et de la ductilité sur les copeaux.....81

CHAPITRE 4 INFLUENCE DU REVETEMENT, APPLICATION À UN OUTIL REVÊTU TIN 89
4.1 Influence des conditions de coupe et de la ductilité sur les efforts de coupe 89
4.2 Influence des conditions de coupe et de la ductilité sur la rugosité.....93
4.3 Influence des conditions de coupe et de la ductilité sur la formation des bavures 95
4.4 Influence des conditions de coupe et de la ductilité sur la formation des copeaux 96

CONCLUSION.....97

RECOMMANDATIONS 99

ANNEXE I RELEVÉ DE DONNÉES EFFORTS DE COUPE (Fn ET Mz) OUTIL HSS 101

ANNEXE II RELEVÉ DE DONNÉES RUGOSITÉ OUTIL HSS 103

ANNEXE III RELEVÉ DE DONNÉES BAVURES OUTIL HSS 105

ANNEXE IV RELEVÉ DE DONNÉES EFFORTS DE COUPE (Fn ET Mz) OUTIL REVÊTU TIN 107

ANNEXE V RELEVÉS DE DONNÉES RUGOSITÉ OUTIL REVÊTU TIN.....109

LISTE DE RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES.....111

LISTE DES TABLEAUX

Page

Tableau 2.1 Composition chimique du C26000 23

Tableau 2.2 Microstructures étudiées 26

Tableau 2.3 Précision et répétabilité des mesures de dureté.....30

Tableau 2.4 Répétabilité de la mesure de la force normale Fn.....34

Tableau 2.5 Répétabilité de la mesure du moment Mz.....35

Tableau 2.6 Plan d'expériences.....35

Tableau 2.7 Paramètres de mesure du rugosimètre 38

Tableau 2.8 Calibration et répétabilité du rugosimètre.....38

Tableau 2.9 Précision des mesures de rugosité.....39

Tableau 2.10 Répétabilité des mesures de rugosité 39

Tableau 2.11 Classification des bavures selon leur type 42

Tableau 2.12 Précision des mesures de hauteurs des bavures 43

Tableau 2.13 Répétabilité de la mesure de hauteur des bavures 44

Tableau 3.1 Influence de la position sur la taille des grains – Recuit 425°C / 1h 47

Tableau 3.2 Influence de la position sur la taille des grains - Recuit 700°C / 1h.....48

Tableau 3.3 Influence du traitement thermique sur les grains.....49

Tableau 3.4 Influence de la position sur la dureté - Recuit 425°C / 1h.....53

Tableau 3.5 Influence de la position sur la dureté - Recuit 700°C / 1h.....53

Tableau 3.6 Influence du traitement thermique sur la dureté 54

Tableau 3.7 Propriétés mécaniques du C26000 étudié 59

Tableau 3.8 Bilan ANOVA pour la force normale Fn.....67

Tableau 3.9 Bilan analyse des résidus de la force normale Fn 68

Tableau 4.1 Plan d'expérience (outil revêtu) 89

LISTE DES FIGURES

Page

Figure 1.1 Efforts de coupe en fonction de l'usure en dépouille (tirée de Paulo Davim et Monteiro Baptista, 2000) 4

Figure 1.2 Efforts de coupe en fonction des traitements thermiques (tirée de Kouam et al., 2013) 5

Figure 1.3 Microstructure des alliages après traitements thermiques (tirée de Kouam et al., 2013) 5

Figure 1.4 Formation du copeau (tirée de Balout et al., 2006)....8

Figure 1.5 Mécanismes de formation des bavures (tirée de Min et al., 2001) 11

Figure 1.6 Influence de la vitesse de coupe sur la hauteur des bavures (tirée de Pande et Relekar, 1986)....12

Figure 1.7 Schéma de la zone de cisaillement (tirée de Segonds et al., 2013)....13

Figure 1.8 Zones de cisaillement en coupe orthogonale (tirée de Khettabi, 2009)....14

Figure 1.9 Description de la formation cyclique du copeau (tirée de Xie et al., 1996) 15

Figure 1.10 Micrographie d'un copeau (tirée de Zhang et Alpas, 2002)....16

Figure 1.11 Présence de pores dans la direction du gradient de déformation (tirée de Zhang et Alpas, 2002)....16

Figure 1.12 Microstructure à la surface du matériau (tirée de Zhang et Alpas, 2002)....17

Figure 1.13 Photo MEB de la face libre du copeau (tirée de Zhang et Alpas, 2002)....17

Figure 1.14 Analyse micrographique pour calculer Gs (tirée de Schulz, Abele et Sahm, 2001)....18

Figure 1.15 Concentration moyenne de poussières pour plusieurs alliages (tirée de Songmene et al., 2008) 19

Figure 1.16 Influence de la vitesse de coupe sur la poussière (tirée de Songmene et al., 2008) 20

Figure 1.17 Influence de la vitesse d'avance sur la production de poussières (tirée de Songmene et al., 2008) 21

Figure 1.18 Zones de production de poussières (tirée de Balout, Songmene et Masounave, 2007) 21

Figure 2.1 Évolution de la température de la pièce et du four au cours du temps 24

Figure 2.2 Calcul de la taille moyenne des grains (1/4 Hard ; Na = 74.7 No/mm^2) 27

Figure 2.3 Micrographie après recuit à 425°C/1h 28

Figure 2.4 Micrographie après recuit à 700°C/1h 28

Figure 2.5 Outil de coupe HSS (x4) 31

Figure 2.6 Outil de coupe neuf (vue de coté) 32

Figure 2.7 Outil de coupe neuf (vue de dessus) 32

Figure 2.8 Outil usé (vue de coté) 33

Figure 2.9 Outil usé (vue de dessus) 33

Figure 2.10 Efforts de coupe en fonction du temps 36

Figure 2.11 Position des capteurs de la table Kistler 37

Figure 2.12 Montage pour les mesures des bavures.....41

Figure 2.13 Montage pour identification du type de bavure 41

Figure 2.14 Image de la segmentation du copeau (H01 - Vc=50m/min - f=0.08mm/tr).....45

Figure 2.15 Image de fragmentation d'un copeau (OS100 – Vc=200mm/tr – f=0.08mm/tr).....46

Figure 3.1 Exemple d'évolution du diamètre du grain en fonction de la température pour divers temps de recuit (tirée de Barbery, 1991) 49

Figure 3.2 Taille des grains en fonction de la température de recuit 50

Figure 3.3 Influence de la température de recuit sur la taille des grains (tirée de Chandler, 1996) 51

Figure 3.4 Influence du taux de réduction sur la température d'adoucissement du cuivre OFHC (tirée de Barbery. 1991) 52

Figure 3.5 Dureté en fonction de la température de recuit 54

Figure 3.6 Influence de la température de recuit sur la dureté (tirée de Chandler, 1996) 55

Figure 3.7 Influence de la température de recuit pour le laiton (tirée de Callister, 2001) 57

Figure 3.8 Influence de la température de recuit sur la résistance à la traction et la résistance élastique (tiré de Chandler, 1996) 58

Figure 3.9 Influence de la température de recuit sur l'allongement à la rupture (tirée de Chandler, 1996) 58

Figure 3.10 Influence du rodage sur la force normale Fn pour f=0.08mm/tr – H01.....60

Figure 3.11 Diagramme boîte à moustache de la force normale – Fn.....61

Figure 3.12 Diagramme boîte à moustache théorique avec données aberrantes.....62

Figure 3.13 Diagramme temporel de la force normale Fn 62

Figure 3.14 Influence des conditions de coupe sur la force normale Fn - H01.....63

Figure 3.15 Influence des conditions de coupe sur la force normale Fn – OS100.....64

Figure 3.16 Influence des conditions de coupe sur la force normale Fn - OS250 64

Figure 3.17 Codage des variables d'entrée 65

Figure 3.18 Diagramme de Pareto complet pour Fn 66

Figure 3.19 Diagramme de Pareto après sélection des variables significatives de Fn..66

Figure 3.20 Droite de Henry de l'analyse des résidus pour la force normale Fn 67

Figure 3.21 Histogramme des résidus pour la force normale Fn 68

Figure 3.22 Influence des conditions de coupe sur le moment Mz - H01.....69

Figure 3.23 Influence des conditions de coupe sur le moment Mz - OS100 70

Figure 3.24 Influence des conditions de coupe sur le moment Mz - OS250 70

Figure 3.25 Diagrammes de Pareto du moment Mz.....71

Rapport-Gratuit.com

Figure 3.26 Influence des conditions de coupe sur la rugosité Ra - H01 73

Figure 3.27 Influence des conditions de coupe sur la rugosité Ra - OS100.....74

Figure 3.28 Influence des conditions de coupe sur la rugosité Ra - OS250.....74

Figure 3.29 Diagramme de Pareto pour la rugosité Ra 75

Figure 3.30 Profil de rugosité - H01 ; Vc=150m/min ; f=0.15mm/tr.....76

Figure 3.31 État de surface normal après usinage (OS100 ; Vc=20m/min ; f=0.15mm/tr).....76

Figure 3.32 État de surface fondu (OS100 ; Vc=300m/min ; f=0.15mm/tr).....77

Figure 3.33 Influence des conditions de coupe sur la hauteur des bavures - H01 78

Figure 3.34 Influence des conditions de coupe sur la hauteur des bavures - OS100 79

Figure 3.35 Influence des conditions de coupe sur la hauteur des bavures - OS250 79

Figure 3.36 Copeau obtenu à Vc=50m/min et f=0.22mm/tr -OS250.....82

Figure 3.37 Copeau fondu obtenu à Vc=150m/min et f=0.22mm/tr - OS250 82

Figure 3.38 Copeau fondu et dézincifié obtenu à Vc=300m/min et f=0.22mm/tr - OS250 83

Figure 3.39 Fragmentation d'un copeau obtenu à Vc=300m/min et f=0.08mm/tr - OS250 84

Figure 3.40 Segmentation des copeaux - H01 (x400).....85

Figure 3.41 Segmentation des copeaux - OS100 (x400).....85

Figure 3.42 Segmentation des copeaux - OS250 (x400).....86

Figure 4.1 Outil HSS revêtu TiN.....89

Figure 4.2 Force normale en fonction des conditions de coupe - H01.....90

Figure 4.3 Moment selon Z en fonction des conditions de coupe - H01 91

Figure 4.4 Moyenne des forces normales Fn en fonction de l'outil.....91

Figure 4.5 Moyenne des moments selon Z en fonction de l'outil 92

Figure 4.6 Diagramme de Pareto complet pour Fn 92

Figure 4.7 Rugosité en fonction des paramètres de coupe - H01 93

Figure 4.8 Rugosité en fonction des paramètres de coupe - OS100.....94

Figure 4.9 Rugosité en fonction des paramètres de coupe - OS250.....94

Figure 4.10 Extrusion générée à la sortie de l'outil revêtu TiN.....95

Rapport-gratuit.com
LE NUMERO 1 MONDIAL DU MÉMOIRES

LISTE DES ABRÉVIATIONS, SIGLES ET ACRONYMES

HSS	High Speed Steel Outil en acier rapide
ASME	American Society of Manufacturing Engineers Société américaine des ingénieurs manufacturiés
ASTM	American Society for Testing and Materials Société américaine pour les essais et les matériaux
OFHC	Oxygen-Free High Conductivity Sans oxygène à grande conductivité
MOCN	Machine-outil à commande numérique
R^2	Coefficient de détermination
MEB	Microscope à balayage électronique

LISTE DES SYMBOLES ET UNITÉS DE MESURE

Vc	Vitesse de coupe (m/min)
f	Vitesse d'avance (mm/tr)
Fn	Effort de coupe suivant la direction d'avance de la broche - Force normale (N)
Mz	Moment selon la direction d'avance de la broche – Moment selon Z (N.m)
Ra	Rugosité moyenne : moyenne arithmétique des distances entre pics et creux successifs enregistrés lors des mesures de rugosité
Re	Résistance élastique du matériau (MPa)
Rm	Résistance à la rupture du matériau (MPa)
A%	Allongement à rupture (%)
Na	Nombre de grains équivalent (unités/mm^2)
H01	État métallurgique correspondant à un laiton laminé à 25%
OS100	État métallurgique correspondant à un laiton recuit avec des grains de diamètre moyen 0,1mm
OS250	État métallurgique correspondant à un laiton recuit avec des grains de diamètre moyen 0,25mm
T6	État métallurgique correspondant à un aluminium mis en solution et vieilli artificiellement
T0	État métallurgique correspondant à un aluminium recuit
HN03	Acide nitrique
TiN	Nitrure de titane

INTRODUCTION

En conception, le choix d'un matériau est effectué après un processus de sélection qui nécessite de comparer les caractéristiques de plusieurs matériaux entre eux. Une des caractéristiques étudiées est l'usinabilité. L'usinabilité désigne la capacité d'un matériau à se laisser usiner. La modification de l'état métallurgique d'un matériau modifie ses propriétés mécaniques et donc son usinabilité. Un traitement thermique de recuit sur du laiton augmente progressivement la taille de ses grains et modifie donc ses caractéristiques mécaniques.

Les différents critères qui sont pris en considération pour la détermination de l'usinabilité d'un matériau dépendent de l'utilisation de ce dernier. Ainsi, des critères de performances comme les efforts de coupe pendant l'usinage ou des critères de qualité comme la rugosité ou la formation des bavures peuvent être considérés. La formation des copeaux donne aussi des informations intéressantes sur les phénomènes de coupe et la température pendant l'usinage, et permet d'estimer la production de poussières.

Cette étude expérimentale porte sur l'influence du traitement thermique sur l'usinabilité du laiton monophasé C26000 en perçage à sec. L'objectif est de mieux comprendre comment les variations de propriétés mécaniques influencent son usinabilité. Cette étude implique donc aussi de comprendre comment les conditions de coupe influencent pour chaque état métallurgique l'usinabilité du matériau.

L'intérêt de cette étude réside dans le fait que le perçage à sec des laitons est très peu étudié, surtout vis-à-vis de certains critères d'usinabilité. Pourtant, le perçage est l'opération d'usinage la plus courante, et la lubrification implique des problèmes environnementaux et de coûts rébarbatifs. Le perçage à sec est donc une solution d'avenir, à condition de posséder une bonne stratégie d'usinage concernant le choix de l'état métallurgique, des conditions de coupe et d'outil de coupe.

Afin de réaliser à bien ce travail, une revue de la littérature concernant l'état des connaissances en lien avec cette étude est présenté dans le premier chapitre. La démarche expérimentale est décrite dans le deuxième chapitre, suivi par l'analyse des résultats dans le chapitre trois. Enfin, le chapitre quatre présente les résultats d'une étude de validation réalisée avec un autre outil. Une conclusion clôture ensuite ce mémoire en rappelant les principaux résultats obtenus.

CHAPITRE 1

REVUE DE LA LITTÉRATURE

1.1 Usinabilité des matériaux

Selon Balazinski (2013) il n'existe pas de définition universelle d'usinabilité, mais il est courant de définir l'usinabilité d'un matériau comme une propriété caractérisant sa faculté de se laisser tailler par un outil de coupe. Pour estimer l'usinabilité, on peut donc utiliser un certain nombre de critères tels que :

- La durée utile de l'outil.
- Les efforts et la puissance de coupe.
- L'état de surface obtenu.
- La formation des bavures.
- La formation du copeau.
- Le taux d'enlèvement de matière.

Pour définir exhaustivement l'usinabilité d'un matériau de coupe, il faut donc tenir compte de tous ces critères. Cependant, l'importance relative de ces critères dépend du type d'opération et de l'objectif de l'usineur. Cette notion d'usinabilité restant toujours liée à la production au moindre coût.

Ainsi, dans une étude sur l'usinabilité du laiton ou de l'aluminium, l'usure de l'outil généralement très faible après un grand nombre de trous ne représente pas un critère d'usinabilité pertinent.

D'autant plus que de nombreuses études ont montré un lien entre les efforts de coupe et l'usure de l'outil. Par exemple, Subramanian et Cook (1976) ou plus récemment Paulo Davim et Monteiro Baptista (2000) ont montré qu'il existe une corrélation significative entre les efforts de coupe et l'usure en dépouille de l'outil. Cette étude est réalisée en perçage sur

Rapport-Gratuit.com

des composites A356/20/SiCp-T6 (Aluminium renforcé par des microparticules de carbure de silice à une proportion volumique de 20%), la relation mise en avant dans cette étude peut être extrapolé à l'usinage de tous les matériaux.

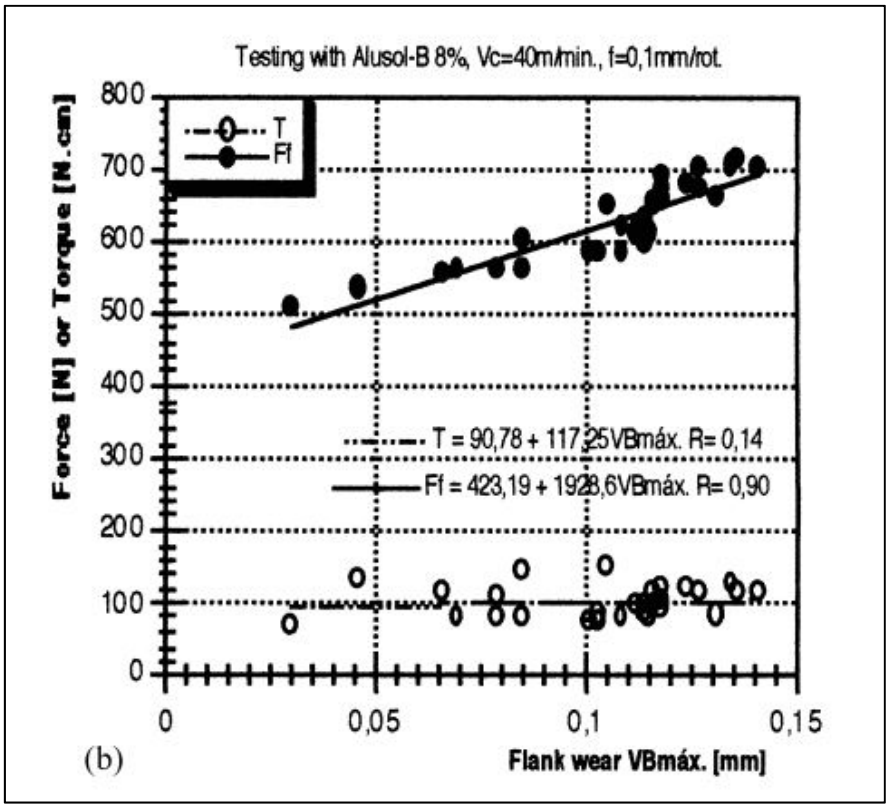


Figure 1.1 Efforts de coupe en fonction de l'usure en dépouille
(tirée de Paulo Davim et Monteiro Baptista, 2000)

Parmi les études liant la microstructure à l'usinabilité, le récent travail de Kouam et al. (2013) a porté sur l'influence du traitement thermique et des conditions de coupe sur la formation du copeau et les efforts de coupe en perçage des aluminiums A356 et A359.

Les auteurs ont prouvé que l'augmentation de la taille des grains entre le traitement thermique T0 et T6 produit une augmentation des efforts de coupe (*Voir figure 1.2*). Ce lien entre taille des grains et efforts de coupe avait déjà été prouvé par Grum et Kisin (2006) pour des alliages d'aluminium.

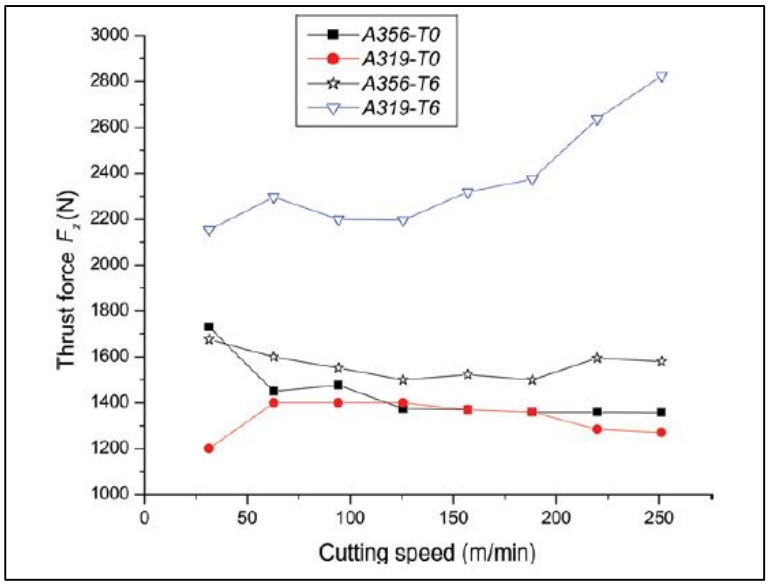


Figure 1.2 Efforts de coupe en fonction des traitements thermiques (tirée de Kouam et al., 2013)

La différence de force entre l'A356-T6 et l'A319-T6 peut être expliquée par la présence de cuivre et de magnésium dans la composition chimique de l'aluminium A319, et la moins bonne répartition de la seconde phase dans la microstructure à l'état T6 (*Voir figure 1.3*).

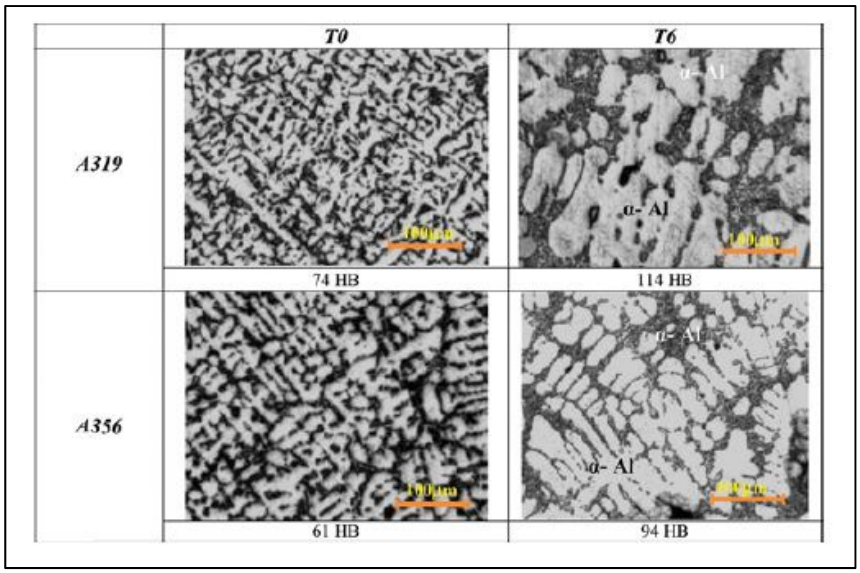


Figure 1.3 Microstructure des alliages après traitements thermiques (tirée de Kouam et al., 2013)

Rapport-gratuit.com
LE NUMERO 1 MONDIAL DU MÉMOIRES

Une baisse de la ductilité par traitement thermique semble donc entrainer pour les alliages aluminiums A356 et A319 une plus mauvaise usinabilité par l'augmentation des efforts de coupe.

Les travaux de Kouam et al. (2013) ont été effectué en perçage à sec. Le rôle des fluides de coupe est de refroidir et de lubrifier l'outil et les pièces afin de diminuer le frottement entre le copeau et l'outil. Cette diminution du frottement permet aux industriels d'augmenter les cadences de production et donc de satisfaire leurs exigences économiques. Cependant, les fluides de coupe sont mauvais pour l'environnement et augmentent considérablement les coûts de production (Klocke et Eisenblätter, 1997). De plus, la lubrification ne permet pas forcément d'améliorer la qualité des trous usinés, comme le montre par exemple l'étude récente de Zedan et al. (2013).

Ces quelques études montrent qu'il est généralement possible de comprendre l'influence des traitements thermiques et des conditions de coupe sur l'usinabilité des alliages d'aluminium. Cependant, il existe très peu d'études équivalentes pour le laiton qui permettent de regarder l'influence du traitement thermique et des conditions de coupe sur l'usinabilité. C'est donc dans ce but que les travaux présenté dans ce mémoire ont été menés : une étude d'usinabilité en perçage à sec qui étudie les efforts de coupe, les bavures, la rugosité des trous et la formation des copeaux en fonction des traitements thermiques appliqués sur des plaques de laiton C26000. Une revue de la littérature concernant chacun de ces critères d'appréciation est présentée aux chapitres suivants.

1.2 Les efforts de coupe

Les efforts de coupe sont des paramètres d'usinabilité important car ils permettent de prédire l'usure de l'outil et permettent également de réduire la puissance du centre d'usinage et ainsi réduire la consommation électrique. L'usinabilité d'un matériau étant lié aux coûts de l'opération d'usinage, des efforts de coupe plus faible permettent de réduire les coûts de production, sauf si cette réduction des coûts entre en opposition avec la productivité.

Les efforts de coupe sont toujours dépendant des conditions de coupe. En perçage, le principal facteur qui influence les efforts de coupe est l'avance. Plusieurs auteurs comme Shaw (1985), Subramanian et Cook (1976) ou encore Balout, Songmene et Masounave (2006) et Masounave, Jallais et Welter (2007) ont montré que les efforts de coupe augmentent avec l'avance. En effet, les efforts de coupe sont étroitement liés avec la formation du copeau, et une augmentation de l'avance entraine une augmentation de l'épaisseur du copeau et donc des efforts de cisaillement plus important. Dans le stade I, il a été ainsi montré que la loi qui décrit les efforts de coupe est du type :

$$Fn = A\ f^{n} \tag{1.1}$$

Concernant l'influence de la vitesse de coupe, il a été montré très tôt par Shaw (1985) qu'à basses vitesses, dans le stade I, la vitesse de coupe n'avait pas d'influence sur les efforts de coupe. Pour des vitesses de coupe plus importantes, les forces vont ensuite progressivement diminuer.

La température joue un rôle très important dans la formation du copeau et donc dans les efforts de coupe. En 1980, Hastings, Mathew et Oxley (1980) ont décrit une théorie d'usinage dans laquelle est tenu en compte l'effet de la température et du taux de déformation du matériau. Cette théorie a été appliquée à l'usinage de deux aciers ordinaires au carbone. Les expériences et les calculs de cet auteur indiquent une diminution de l'épaisseur du copeau avec l'augmentation de la vitesse de coupe. Les calculs sont basés sur le modèle de formation du copeau suivant : une fois l'angle de cisaillement connu, l'épaisseur du copeau et les divers composants des forces peuvent être déterminés par les relations géométriques suivantes :

$$t_2 = t_1 \cos(\Phi-\alpha)/\sin\Phi \quad (1.2)$$

$$F_C = R\cos(\lambda-\alpha) \quad (1.3)$$

$$F_T = R\sin(\lambda-\alpha) \quad (1.4)$$

$$F = R\sin\lambda \quad (1.5)$$

$$N = R\cos\lambda \quad (1.6)$$

$$R = F_S/\cos\alpha = K_{AB}\, t_1\, L/\sin\Phi\cos\theta \quad (1.7)$$

La figure 1.4 résume les notations employées, K_{AB} est la contrainte de cisaillement le long de AB et L est l'épaisseur du copeau.

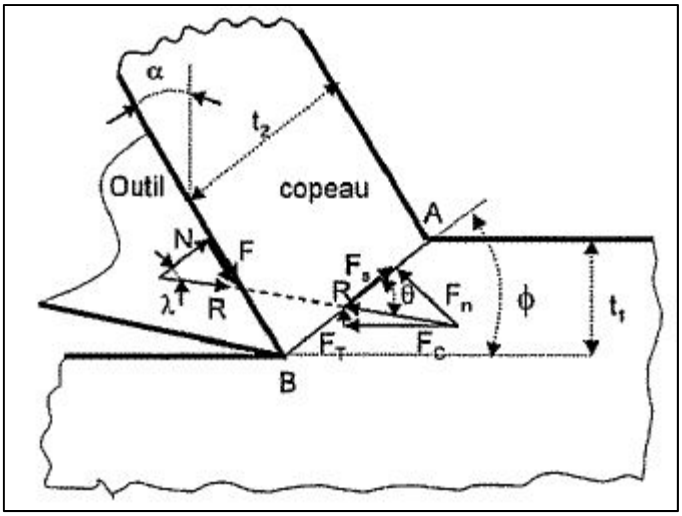


Figure 1.4 Formation du copeau
(tirée de Balout et al., 2006)

Ces auteurs ont trouvé que la diminution des forces de coupe et de l'épaisseur du copeau avec l'augmentation de la vitesse de coupe est le résultat de la diminution de la contrainte de cisaillement du copeau à cause de l'augmentation de la température à l'interface outil-copeau.

L'influence de la température sur le perçage à sec des laitons a été étudié par Masounave, Jallais et Welter (2007). Leurs essais ont été menés en chauffant la pièce avant usinage à une température variant de -100°C à 600°C. Leurs résultats expérimentaux montre qu'à hautes

températures, un phénomène de dézincification est constatée sur la surface du trou percé et du copeau ce qui entraine une diminution des forces. Ce phénomène de dézincification est largement connu dans les laitons. Il correspond à un enrichissement en cuivre sur la surface causé par un appauvrissement en zinc. L'effet de la température diminue également la résistance mécanique du copeau, et il est également possible que l'oxyde de zinc sert de lubrifiant solide qui participe également à la diminution des efforts de coupe.

L'usinage à hautes vitesses de coupe lors du perçage à sec des laitons entraine donc une augmentation de la température à l'interface outil-copeau qui peut aussi entrainer l'apparition d'un phénomène de dézincification qui va accélérer la baisse des efforts de coupe.

1.3 Qualité des usinages

La qualité des trous obtenus par perçage peut être évaluée par deux principaux critères : l'état de surface et la formation des bavures.

L'état de surface d'un trou obtenu après perçage se doit de respecter les tolérances défini par le concepteur. Un mauvais état de surface réduit l'efficacité de l'ensemble mécanique dans le cas de trou fonctionnel et peut impliquer des opérations supplémentaires d'alésage et/ou de rodage. Une bonne usinabilité implique donc d'obtenir l'état de surface le plus lisse possible.

L'état de surface d'un trou est généralement défini par sa rugosité. En perçage, comme pour tous les procédés d'usinage la rugosité dépend de l'outil, du matériau et des paramètres de coupe. Plusieurs auteurs ont ainsi montré qu'une meilleure rugosité à l'intérieur des trous était obtenue par une faible avance et une grande vitesse de coupe (Zedan et al., 2013), (Mendes et al., 2006). Cependant, la surface usinée d'un trou en perçage peut être dégradé par l'évacuation des copeaux à l'intérieur de la flute, ou alors par le dégagement de l'outil après l'usinage (Haan et al., 1997).

Les bavures sont des surplus involontaires de matières formées généralement à la sortie du trou usiné. Les bavures nécessitent dans la grande majorité des cas d'être retiré après l'usinage tant pour des raisons de sécurité des travailleurs que pour satisfaire les exigences dimensionnels des concepteurs. Le coût des opérations d'ébavurage est très important, et valide la nécessité de réduire ou de supprimer la formation des bavures par le choix du bon matériau et des bonnes conditions de coupe (Gillespie et Blotter, 1976).

Les bavures sont généralement évaluées par leur hauteur et leur épaisseur (Heisel et al., 2005) ainsi que par leur type. Les bavures sont le résultat d'une déformation plastique suivi d'une fracture. En fonction de la position de la fracture et de la déformation préalable, Ko et Lee (2001) ont classé les bavures en trois types :

Type A : (Pas de bavures par déchirement) : Lorsque le foret approche de la fin du trou, le reste de matière à couper va être coupé ou repoussé par la force normale sans être coupé. La partie repoussée sans être coupé peut devenir un chapeau (type B) ou une grande bavure (type C). Quand le matériau n'est pas assez ductile pour se déformer ou si la bavure est coupée lors de sa formation. Il n'y aura donc pas de bavures, ou une très petite bavure uniforme.
Type B (bavure avec chapeau) et type C (bavure déchiré sans chapeau) : Si la déformation plastique continue après que le foret soit sorti du trou, deux types de déchirements peuvent se produire; un déchirement par la pointe de l'outil ou un déchirement le long du bord du trou. Lorsque le déchirement survient sur le bord du trou, la bavure va se former de manière uniforme et former un chapeau. Si le déchirement se produit à la pointe de l'outil, le chapeau non détaché va alors se séparé en plusieurs éléments qui vont former une grande bavure irrégulière. Cette bavure déchiré est alors appelé type C.

Il est facilement compréhensible que les bavures de type B ou C sont les plus difficiles à ébavurer, et sont celles qui génèrent les coûts les plus importants. La figure 1.5 présente les mécanismes de formation des bavures de type B et C :

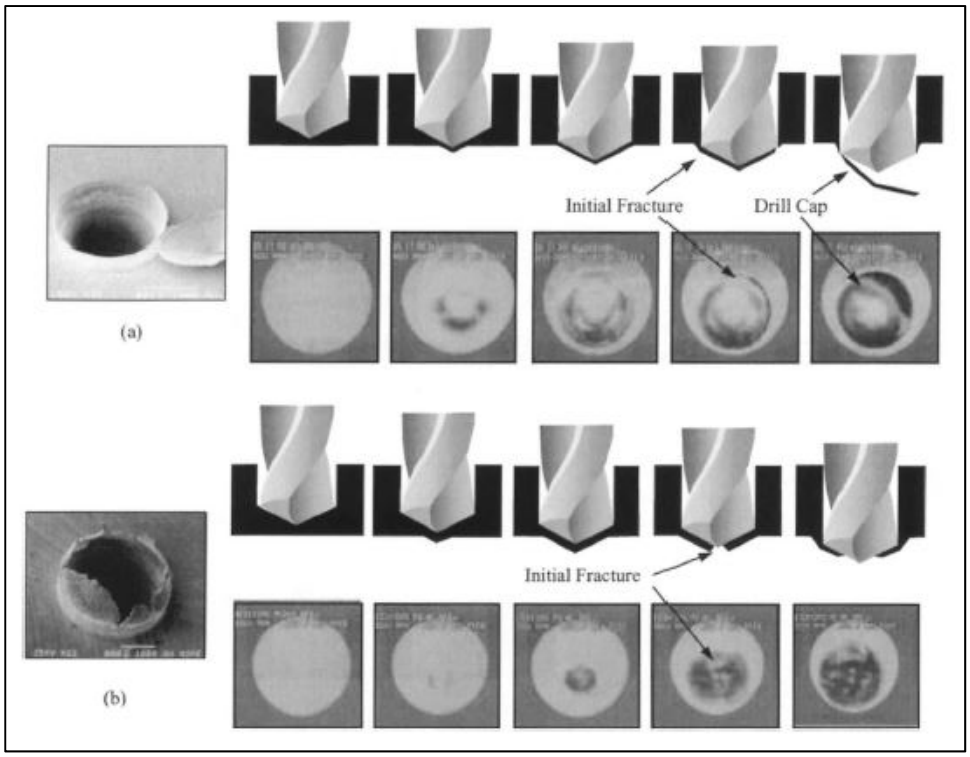


Figure 1.5 Mécanismes de formation des bavures
(tirée de Min et al., 2001)

Des études expérimentales ont été menées pour comprendre l'influence des paramètres de coupe sur la formation des bavures. Pande et Relekar (1986) et Lauderbaugh (2009) ont trouvé que l'avance était le paramètre le plus influent pour les matériaux ductiles. L'augmentation de l'avance réduit la hauteur des bavures, cependant, dès que l'avance devient trop importante, la température, qui augmente la ductilité du matériau, s'élève aussi. Les efforts de coupe deviennent alors trop importants, et le phénomène s'inverse (*Voir figure 1.6*).

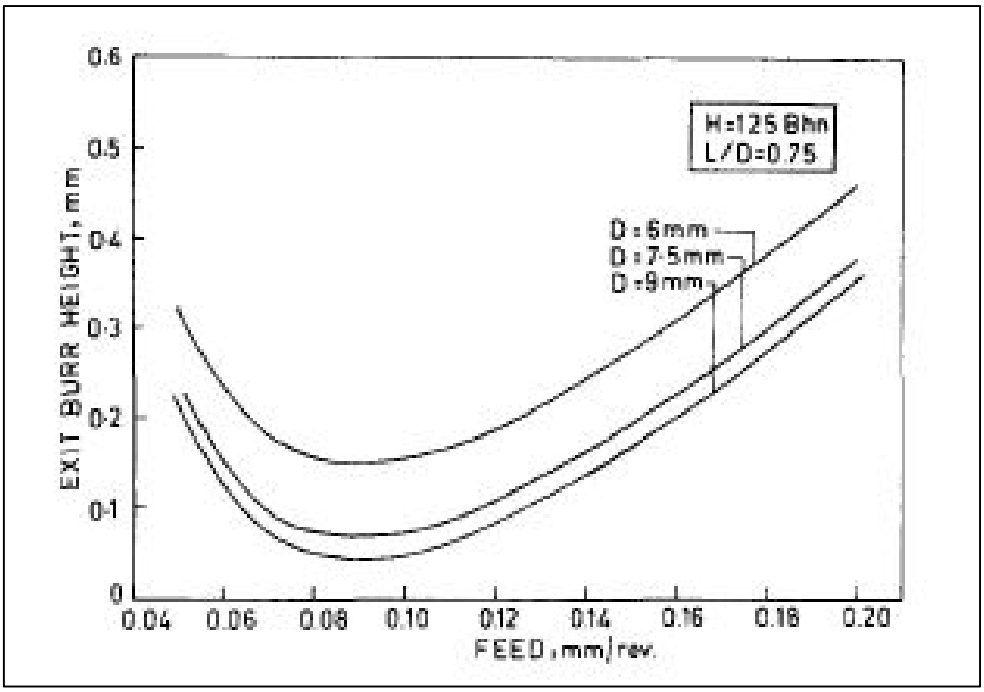


Figure 1.6 Influence de la vitesse de coupe sur la hauteur des bavures
(tirée de Pande et Relekar, 1986)

La formation des bavures peut être expliquée par la méthode des éléments finis (Min et al., 2001), (Saunders, 2003). Mais un modèle développé par Segonds et al. (2013) bien plus simple se basant sur la théorie des plans de glissement permet de mieux comprendre la formation des bavures pour les matériaux ductiles :

Dans le cas des matériaux ductiles, lorsque le foret approche de la fin du trou, il existe une distance notée bcrit, en dessous de laquelle la coupe est impossible. Cette valeur est dépendante d'une distance plus grande à partir de laquelle les efforts de coupe provoquent une déformation plastique du restant de matière à couper. La rigidité de la matière n'est en effet plus assez conséquente pour supporter les efforts de coupe. La figure 1.7 présente le schéma de la zone de cisaillement :

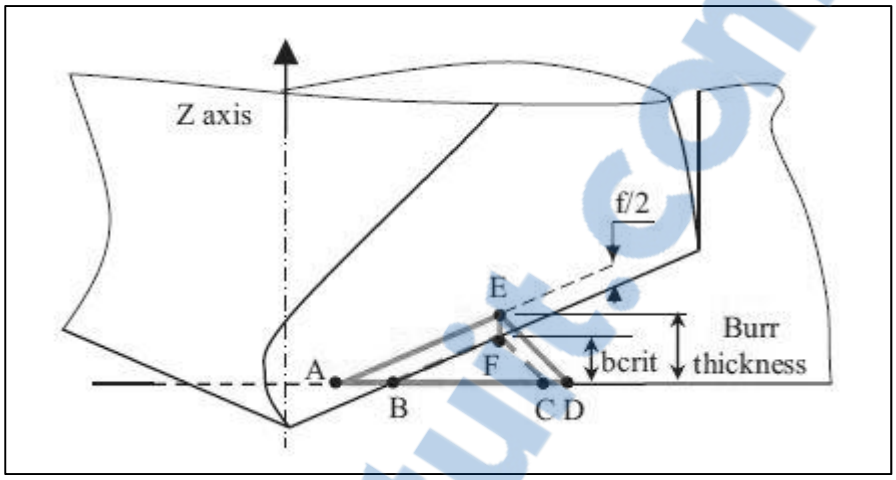


Figure 1.7 Schéma de la zone de cisaillement
(tirée de Segonds et al., 2013)

Les auteurs ont donc obtenu un modèle de prédiction des bavures dépendant des efforts de coupe, de la ductilité du matériau et de paramètres géométriques issue de la théorie des plans de glissement. Si ce modèle a une solution, alors la valeur bcrit existe et l'épaisseur de la bavure est égale à bcrit + f/2. L'avance est donc le paramètre le plus influent, mais la vitesse de coupe et la ductilité du matériau ne doivent pas être négligé car il modifie la valeur de bcrit.

Ce modèle a été validé par une étude expérimentale faite sur de l'aluminium 2024 et concorde avec les résultats de Lauderbaugh (2009) et Pande et Relekar (1986). Cependant, trop peu d'études ont été menées à ce jour sur la formation des bavures dans les laitons, et sur l'influence de la ductilité sur celles-ci.

1.4 Formation du copeau

La formation des copeaux rentre dans les critères d'usinabilité car l'évacuation des copeaux au sein de la flûte de l'outil peut affecter les efforts de coupe, le fini de surface des trous usinés et la durée de vie de l'outil, affectant dans le même temps l'usinabilité. L'étude de la formation des copeaux permet également de comprendre le phénomène de coupe, ce qui

Rapport-Gratuit.com

permet de prédire les variations de températures, d'état de surface et de poussières (Jawahir et van Luttervelt, 1993).

La morphologie des copeaux est dépendante des conditions de coupe, il en existe trois types : les longs copeaux continus, où la continuité du matériau est préservée, et les déformations plastiques dans les zones de cisaillement sont stationnaires. Le copeau segmenté qui est composé d'éléments plus ou moins connectés entre eux résultant d'une variation périodique de la couche superficielle. Et le copeau dentelé ou fragmenté, qui est formé d'éléments séparés, dus plus à une rupture du matériau qu'à une déformation plastique.

En coupe orthogonal, la formation du copeau se fait de la façon suivante : l'outil en avançant dans la pièce, appuie sur le copeau en formation et provoque un cisaillement entre la pointe de l'outil et la surface brute de la pièce. Cette zone est le siège du cisaillement primaire qui assure la formation du copeau. Les cisaillements secondaire et tertiaire prennent place aux interfaces entre le copeau et la face de coupe et, entre la pièce et l'outil. Ils sont dus à l'écoulement de la matière contre les faces de coupe et la dépouille de l'outil. La figure 1.8 schématise le phénomène (Khettabi, 2009).

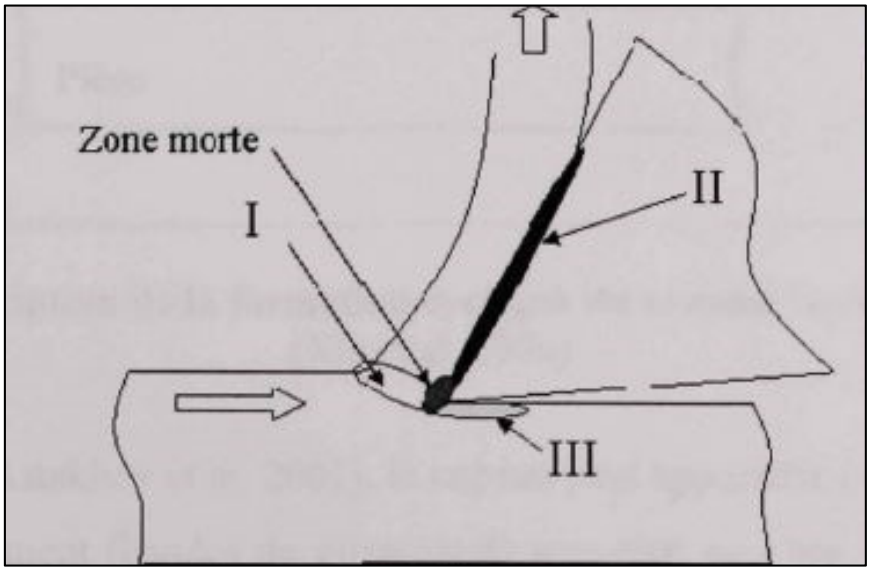


Figure 1.8 Zones de cisaillement en coupe orthogonale
(tirée de Khettabi, 2009)

Astakhov, Osman et Hayajneh (2001) ont montré qu'il est possible de généraliser le phénomène de coupe comme un processus cyclique (*Voir figure 1.9*). Chaque cycle comprend trois phases : 1. la compression du matériau de la pièce au bout du bec de l'outil; 2. formation de la surface de la discontinuité de vitesse, qui est la surface de contrainte maximale combinée; 3. fracture et glissement de copeau fragmenté.

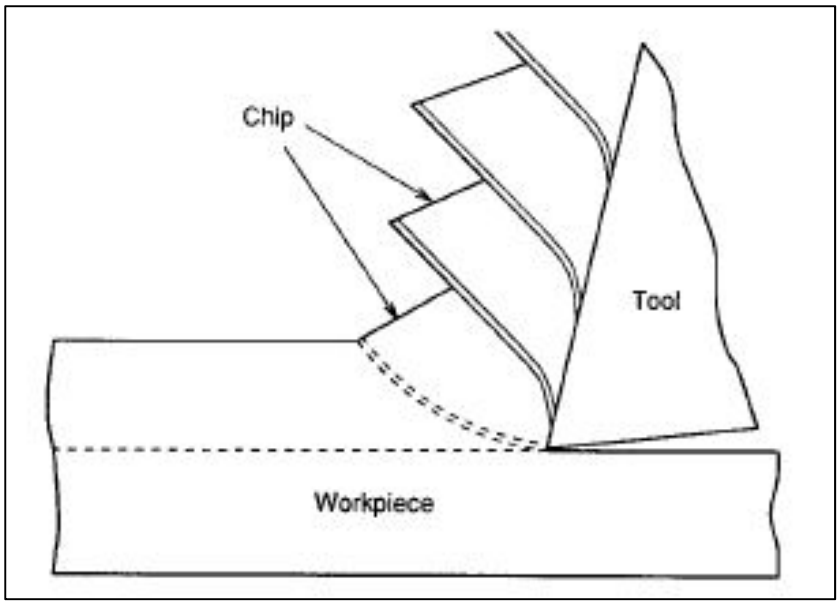


Figure 1.9 Description de la formation cyclique du copeau
(tirée de Xie et al., 1996)

Selon les principes de Astakhov, Osman et Hayajneh (2001), le copeau ne peut être continu que si les lignes d'écoulement (bandes de glissement) sont proches avec peu de décalage apparent sur la face extérieure du copeau.

Un autre modèle a été développé par Zhang et Alpas (2002). Il est basé sur l'aspect géométrique de la déformation et l'observation localisée pour interpréter le phénomène de coupe. La figure 1.10 illustre clairement les lignes d'écoulement qui permettent de calculer géométriquement l'angle de cisaillement. La distribution de déformation au bout du bec de l'outil est calculée par les mesures des lignes d'écoulement sur le copeau.

Rapport-gratuit.com
LE NUMERO 1 MONDIAL DU MÉMOIRES

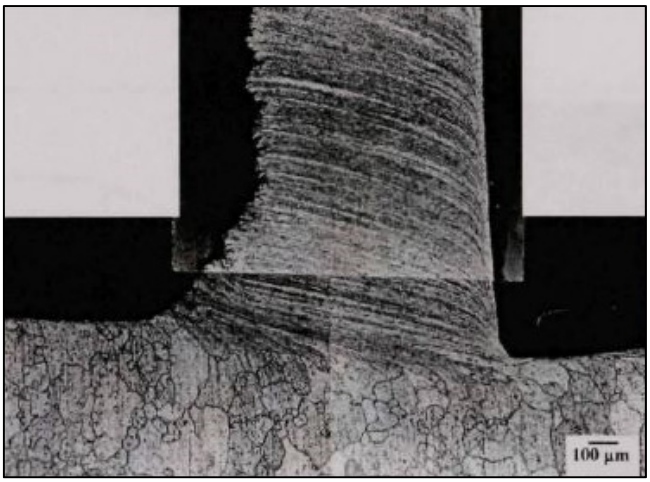


Figure 1.10 Micrographie d'un copeau
(tirée de Zhang et Alpas, 2002)

Des fissures se produisent pendant la formation du copeau à cause de la présence des pores qui se propagent dans le sens du gradient de contraintes. Cette porosité a été formée par l'accumulation de défauts dans la zone de cisaillement pendant la déformation plastique du matériau proche du bec de l'outil (*Voir figure 1.11*). La plus grande densité de porosité a été observée près de la surface libre du copeau, où les pores se fusionnent comme le montre la figure 1.12. La coalescence et la croissance des pores semblent amorcer des fissures de cisaillement sur la surface libre (*Voir figure 1.13*).

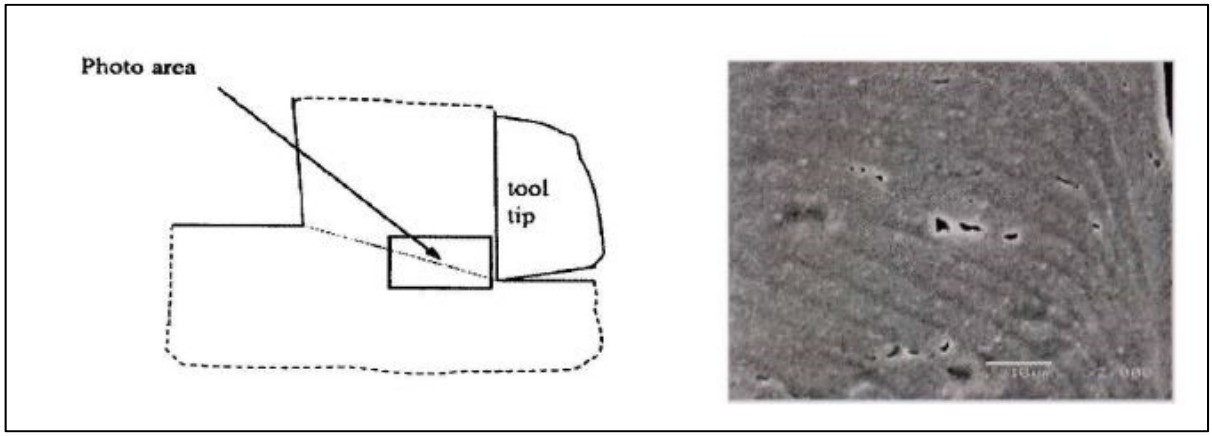


Figure 1.11 Présence de pores dans la direction du gradient de déformation
(tirée de Zhang et Alpas, 2002)

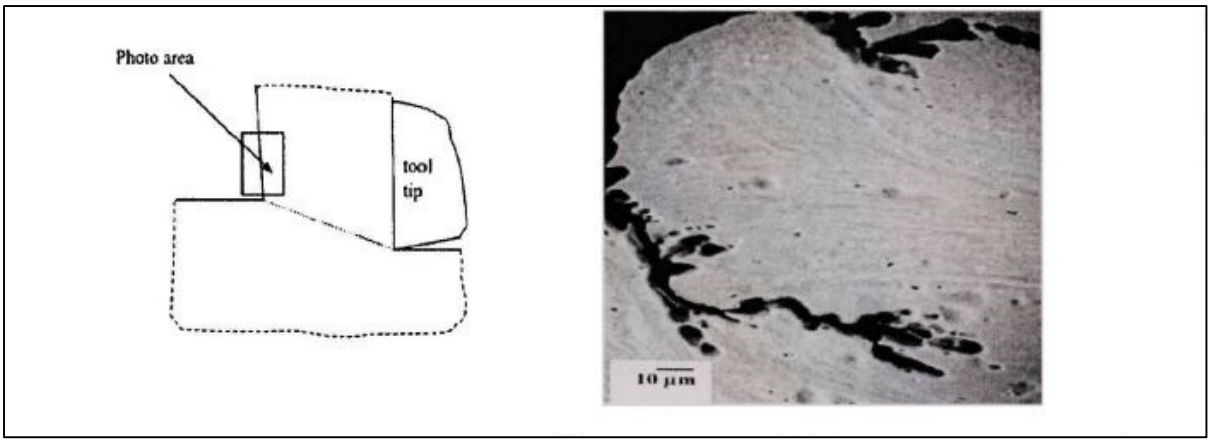


Figure 1.12 Microstructure à la surface du matériau
(tirée de Zhang et Alpas, 2002)

Figure 1.13 Photo MEB de la face libre du copeau
(tirée de Zhang et Alpas, 2002)

Plusieurs études (Xie, Bayoumi et Zbib, 1996), (Poulachon, Moisan et Jawahir, 2007) et (Barry et Byrne, 2002) ont été menées pour analyser l'influence des paramètres de coupe sur la segmentation et la taille des copeaux. Ces auteurs ont trouvé qu'une augmentation de la vitesse de coupe augmente la fréquence de segmentation du copeau, et qu'une grande vitesse de coupe entraine une transformation dans la morphologie des copeaux qui passent alors de segmenté à fragmenté. Schulz, Abele et Sahm (2001) ont inventé un paramètre appelé degré

de segmentation du copeau Gs pour mesurer l'impact du procédé sur la profondeur des segmentations. Ce paramètre est défini par Gs= (h1-h2)/h1 avec h1 et h2 représentés sur la figure 1.14. Une augmentation du degré de segmentation indique que h2 est plus petit pour une même épaisseur de copeau.

Figure 1.14 Analyse micrographique pour calculer Gs
(tirée de Schulz, Abele et Sahm, 2001)

Il existe donc deux dimensions à prendre en compte pour évaluer la segmentation du copeau, la fréquence de segmentation qui symbolise le nombre de segmentation par distance élémentaire et le degré de segmentation qui symbolise la profondeur des segments par rapport à l'épaisseur du copeau.

1.5 L'émission de poussières en usinage

Les procédés d'usinage produisent des particules de poussières. Ces particules peuvent être solides ou liquides, et peuvent être composé de poussières métalliques ou de lubrifiants. Ces poussières restent suspendues dans l'air pendant une grande période de temps et peuvent représenter un danger pour la santé des travailleurs. Toenshoff, Karpuschewski et Glatzel (1997) ont montré dans le cas du meulage, que les particules produites étaient respirables et que sans dispositif d'aspiration conséquent, le niveau de particule dans l'air était supérieur au seuil légal acceptable aux États-Unis. La poussière est donc un phénomène à prendre en

compte dans l'évaluation du matériau, puisqu'elle peut impacter la santé des travailleurs, et nécessite des équipements supplémentaires pour s'en débarrasser.

Pour les autres procédés, comme le perçage, le fraisage et le tournage, Arumugam et al. (2002) ont les premiers montré que la quantité de poussières produites dépend du matériau, de l'outil et des conditions de coupe.

Pour le perçage à sec, et plus particulièrement des laitons, Songmene et al. (2008) ont regardé l'influence des paramètres de coupe et de la formation des copeaux sur la production de poussières.

La concentration moyenne de poussières est plus faible pour les laitons que pour les alliages d'aluminium comme le montre la figure 1.15 :

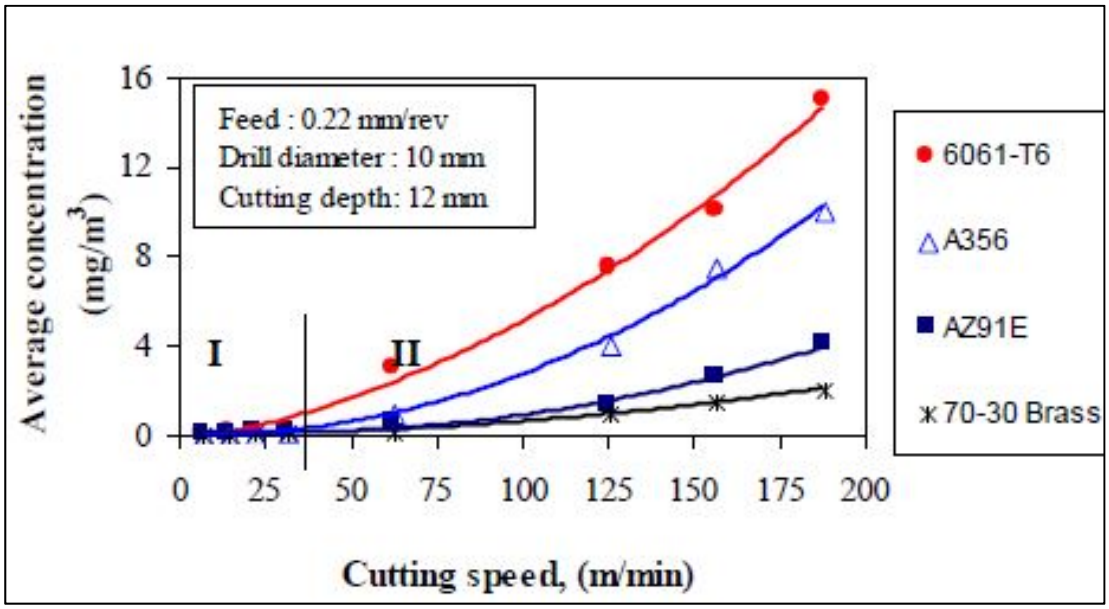


Figure 1.15 Concentration moyenne de poussières pour plusieurs alliages
(tirée de Songmene et al., 2008)

Une étude expérimentale a été menée sur du laiton 70-30 avec des forêts de diamètre 10mm, un angle de pointe de 118° et non revêtu. Les particules mesurés sont les particules aspirés au sein d'une enceinte fermé inférieur à 2.5µm. L'influence de la vitesse de coupe sur la production de poussières est visible à la figure 1.16 :

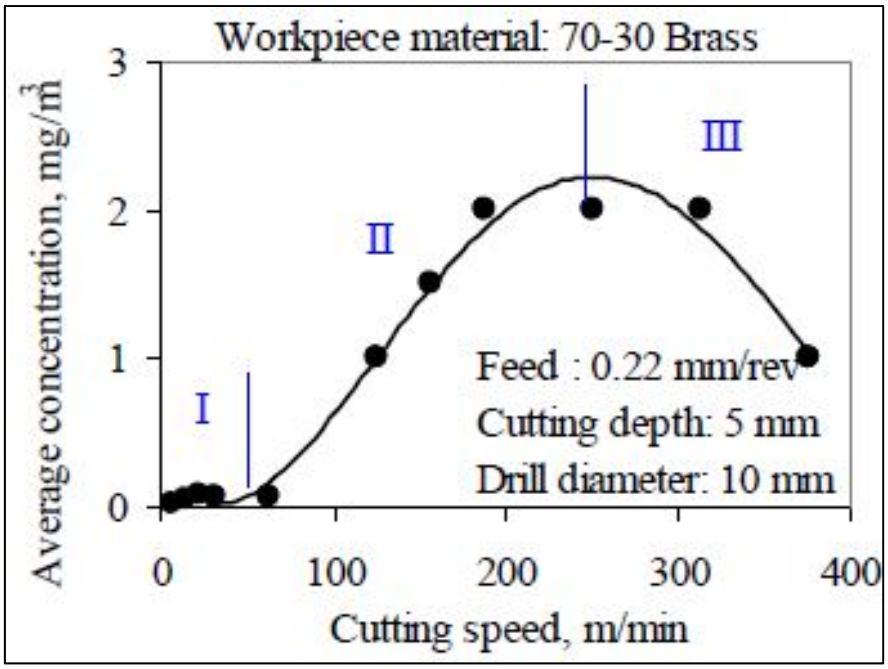


Figure 1.16 Influence de la vitesse de coupe sur la poussière
(tirée de Songmene et al., 2008)

L'analyse de la figure 1.16 permet d'identifier trois zones distinctes : à basses vitesses, la production de poussières est négligeable, puis elle augmente considérablement pour atteindre un maximum avant de décliner significativement. L'influence de la vitesse d'avance est visible sur la figure 1.17, une augmentation de l'avance entraine une augmentation de la production de poussières. D'après les auteurs, il existe 6 zones de production de poussières en perçage (*Voir figure 1.18*). Les poussières peuvent être produites dans les zones de cisaillement primaire, secondaire et tertiaire, respectivement Q1, Q3 et Q4. La poussière peut aussi venir de Q2, surface extérieure du copeau où sont présentes les segmentations Et l'opération de perçage génère deux autres zones de production de poussière : Q5 où le

copeau frotte dans la flûte de l'outil, et Q6 qui correspond au frottement de l'âme de l'outil sur la matière. La quantité de poussières totales produites est donc la somme des Q.

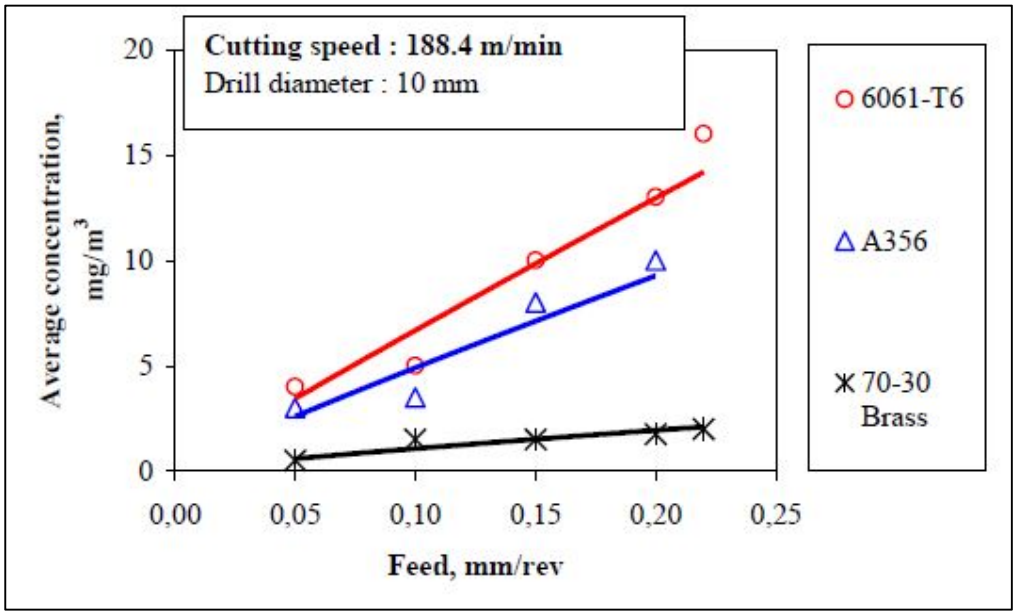


Figure 1.17 Influence de la vitesse d'avance sur la production de poussières
(tirée de Songmene et al., 2008)

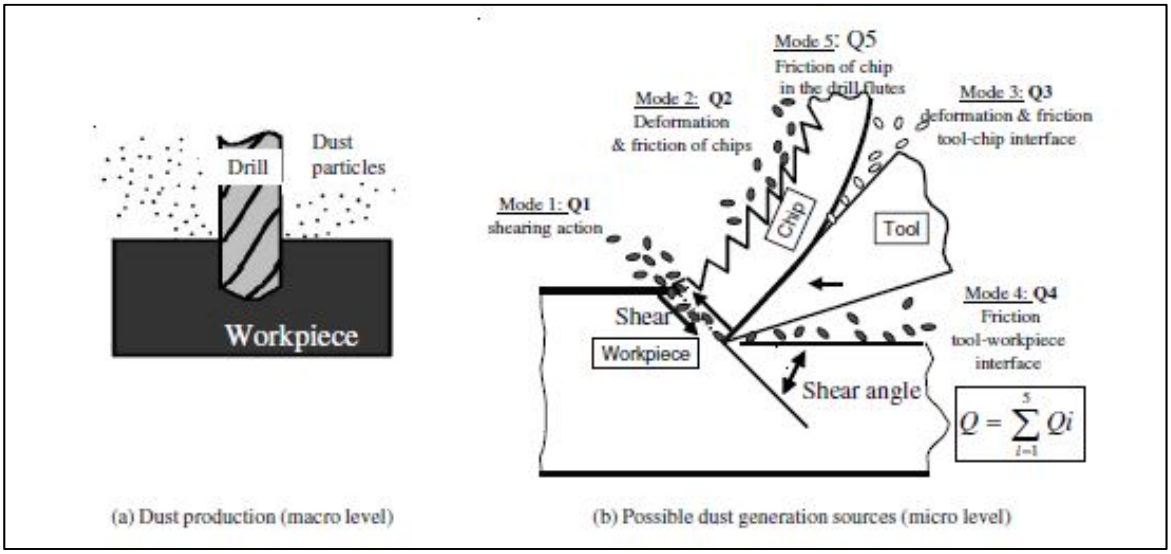


Figure 1.18 Zones de production de poussières
(tirée de Balout, Songmene et Masounave, 2007)

Khettabi, Songmene et Masounave (2007) ont inventé un nouvel indice pour quantifier la production de poussières émise par un matériau, il s'agit du Dust Unit qui est le ratio entre la quantité de métal usiné sur la quantité de poussières produites. Ils ont également montré que l'angle de coupe de l'outil influence la production de poussières en tournage.

Kremer et El Mansori (2009) ont étudié l'influence de l'outil sur la production de poussières en tournage de composites d'aluminium. Ils ont trouvé que le revêtement des outils avaient une influence non négligeable sur la production de poussière, et ont trouvé une corrélation entre le Dust Unit inventé par Khettabi, Songmene et Masounave (2007) et le degré de segmentation du copeau Gs défini par Schulz, Abele et Sahm (2001). La formation du copeau et la friction qui a lieu dans les plans de cisaillements semble donc être un des paramètres les plus influents sur la production de poussières. Et si la profondeur de segmentation influe sur la production de poussières, alors la fréquence des segmentations doit aussi être un paramètre important.

Songmene et al. (2008) ont regardé la fréquence de segmentation des copeaux obtenus en perçage de l'aluminium 6061 et ont montré que la segmentation à très grandes vitesses était plus faible que celle à vitesse moyenne où la production de poussières est maximale. Ces résultats ne contredisent pas la théorie développé par Kremer et El Mansori (2009), mais doit maintenant être vérifié pour le laiton.

Une étude de Balout, Songmene et Masounave (2007) a été mené pour regarder l'influence de la température sur la production de poussières en perçage à sec des alliages d'aluminium et du laiton 70-30. Leurs résultats montrent que l'abaissement de la température de 22°C à -40°C entraine une diminution de la production de poussière. Cette diminution de la production de poussières serait liée à la diminution de la ductilité du matériau à froid. L'analyse des copeaux montre une diminution de la segmentation dans le même temps. Un matériau plus ductile par variation de température semble donc produire des copeaux plus segmenté. Il serait maintenant intéressant de regarder si une augmentation de la ductilité par traitement thermique sur le laiton influence également la segmentation des copeaux.

CHAPITRE 2

DÉMARCHE EXPÉRIMENTALE

2.1 Introduction

Cette partie a pour objectif de définir les protocoles expérimentaux, les hypothèses faites tout au long de l'étude et les méthodes utilisées pour le traitement des données.

2.2 Obtention des états métallurgiques étudiés

Le matériau est un laiton C26000 dont la composition chimique nominale est constitué de 70% de cuivre et de 30% de zinc et qui possède une microstructure monophasée de type alpha. Le premier état métallurgique livré est H01 ¼ Hard. Le matériau est livré sous la forme de deux plaques de dimension 10 pouces x 10 pouces x 3/4 pouces, achetées à la compagnie Métaux Profusion.

La composition chimique exacte du matériau est donnée dans le tableau 2.1 :

Tableau 2.1 Composition chimique du C26000

C26000	Matériau étudié	Norme ASM
Cuivre	69,56%	Compris entre 68,50% et 71,50%
Plomb	0,01%	Inférieur à 0,07%
Fer	0,03%	Inférieur à 0,05%
Zinc	30,40%	Compris entre 28,23% et 31,50%
Autres	N/A	Inférieur à 0,30%

L'étude va porter sur la modification de la microstructure du matériau. Pour obtenir plusieurs microstructures différentes à partir d'un état initial en H01 ¼ Hard, des recuits vont être effectués.

Suivant les recommandations de Chandler (1996), la température de recuit recommandé pour le C26000 doit être comprise entre 425 et 750 degrés Celsius.

Rapport-Gratuit.com

L'obtention des états métallurgiques recuit à 425°C et recuit à 700°C est obtenue en effectuant un maintien d'une heure à des températures de 425°C et 700°C.

Le déroulement du traitement thermique se décompose en quatre étapes :

- Mise en température du four.
- Insertion de la plaque dans le four pendant 1h.
- Arrêt du four et ouverture de la porte.
- Retrait de la pièce du four.

La température de la pièce pendant le traitement thermique est contrôlé par une mesure au pyromètre laser.

La figure 2.1 décrit l'évolution de la température du four et de la pièce pendant le traitement thermique.

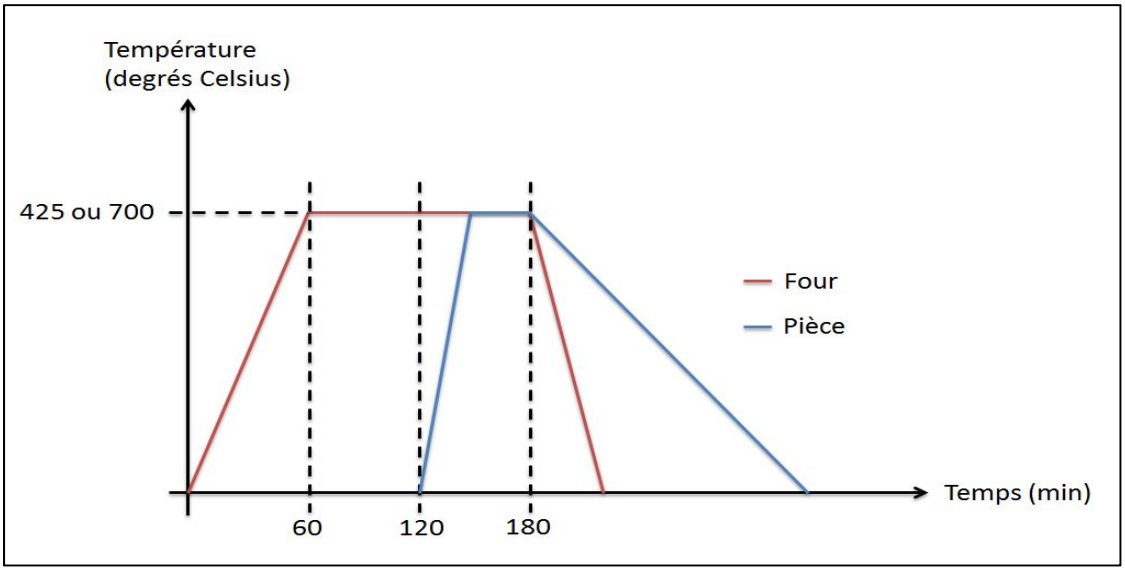


Figure 2.1 Évolution de la température de la pièce et du four au cours du temps

La grande dimension de la plaque de laiton impose qu'elle soit posée à la verticale au milieu du four, cette position entraine des différences de vitesse de mise en température de la pièce

en fonction de sa position dans le four. Afin de vérifier l'influence de la position de la pièce dans le four sur les propriétés mécaniques et les caractéristiques de la pièce. Des essais de dureté, des analyses micrographiques et des essais d'usinabilité seront menés à quatre différentes positions de la plaque, sur le devant ou au fond du four, en haut et en bas du four.

Les hypothèses faites lors des traitements thermiques sont :

- Le matériel de recuit et de contrôle de la température sont identiques pour les deux traitements thermiques effectués.
- L'imprécision du contrôle de la température du four pendant le recuit est négligée.

2.3 Analyse de la microstructure

Ces manipulations ont été effectuées au sein des laboratoires de matériau de l'ETS.

L'analyse de la microstructure consiste à observer avec le microscope Olympus GX51 équipé d'une caméra reliée à un ordinateur des échantillons de matériaux préalablement polies et attaqué chimiquement.

La procédure pour obtenir des images de la microstructure est tirée de la norme ASTM E3-2009 (ASTM, 2009) :

- Découper des échantillons de faibles dimensions dans les plaques.
- Enrober les échantillons dans de la résine phénolique duroplastique.
- Sabler l'échantillon.
- Polir l'échantillon jusqu'à 0.05µm.
- Attaquer l'échantillon avec une solution composé de 40% HNO3 et 60% eau distillée.
- Observer la microstructure au microscope.

Rapport-gratuit.com
LE NUMERO 1 MONDIAL DU MÉMOIRES

La position dans le four lors du traitement thermique peut modifier la microstructure de notre plaque recuite, en sachant cela, la liste des échantillons analysés est présentée dans le tableau 2.2 :

Tableau 2.2 Microstructures étudiées

État métallurgique	**Position de l'échantillon dans le four**	**N° de l'échantillon**
C260 ¼ Hard plaque 1	N/A	1
C260 ¼ Hard plaque 2	N/A	2
C260 recuit 425°C/1h	Devant et haut du four Devant et bas du four Fond et haut du four Fond et bas du four	3 4 5 6
C260 recuit 700°C/1h	Devant et haut du four Devant et bas du four Fond et haut du four Fond et bas du four	7 8 9 10

L'analyse de l'image prise au microscope est complétée par le calcul de la taille moyenne des grains. La procédure pour le calcul de la taille des grains est tirée de la norme ASTM E112-2009 (ASTM, 2009) :

- Tracer un cercle de diamètre connue qui englobe au moins une cinquantaine de grains.
- Compter le nombre de grains présent complétement dans le cercle et ajouter la moitié du nombre de grains coupés par le cercle pour obtenir le nombre de grains complet équivalent Na.
- En déduire le diamètre moyen des grains par la table de conversion présentée dans la norme ASTM E112-2009 (ASTM, 2009).
- Recommencer l'opération deux fois avec des cercles placées aléatoirement sur chaque image.

Une image de la microstructure avec le calcul de la taille moyenne des grains est présentée à la figure 2.2.

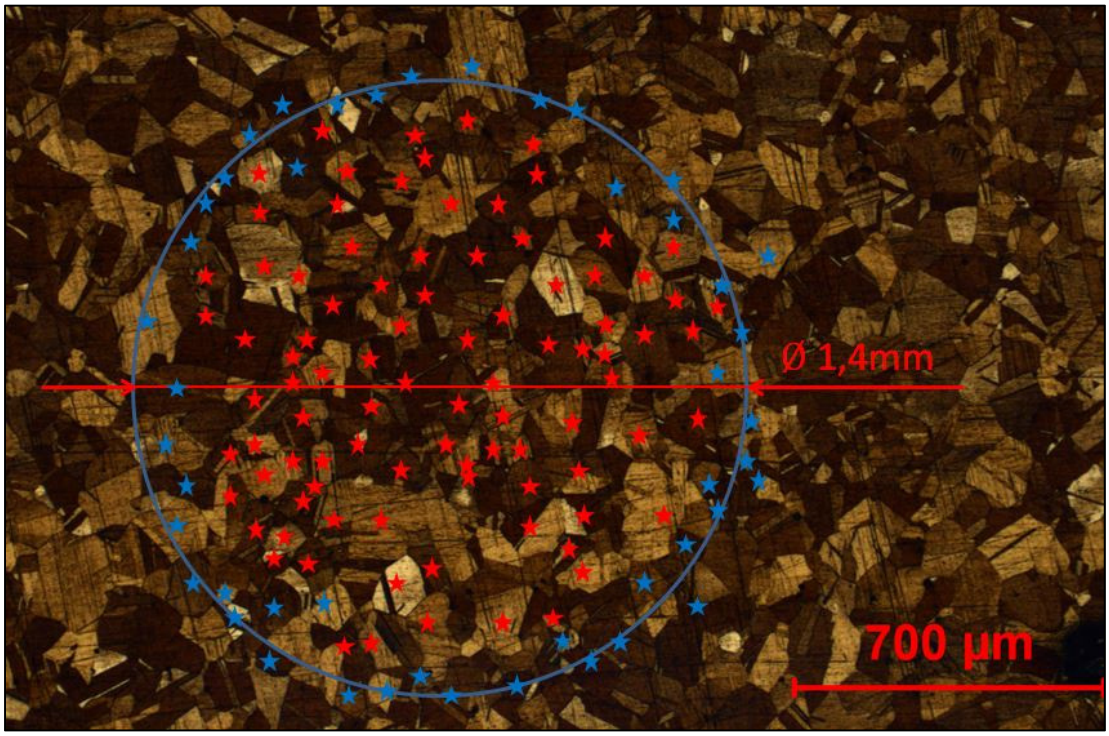


Figure 2.2 Calcul de la taille moyenne des grains (1/4 Hard ; Na = 74.7 No/mm^2)

Les micrographies pour les états métallurgiques recuit à 425°C et recuit à 700°C sont présentées sur les figures 2.3 et 2.4 :

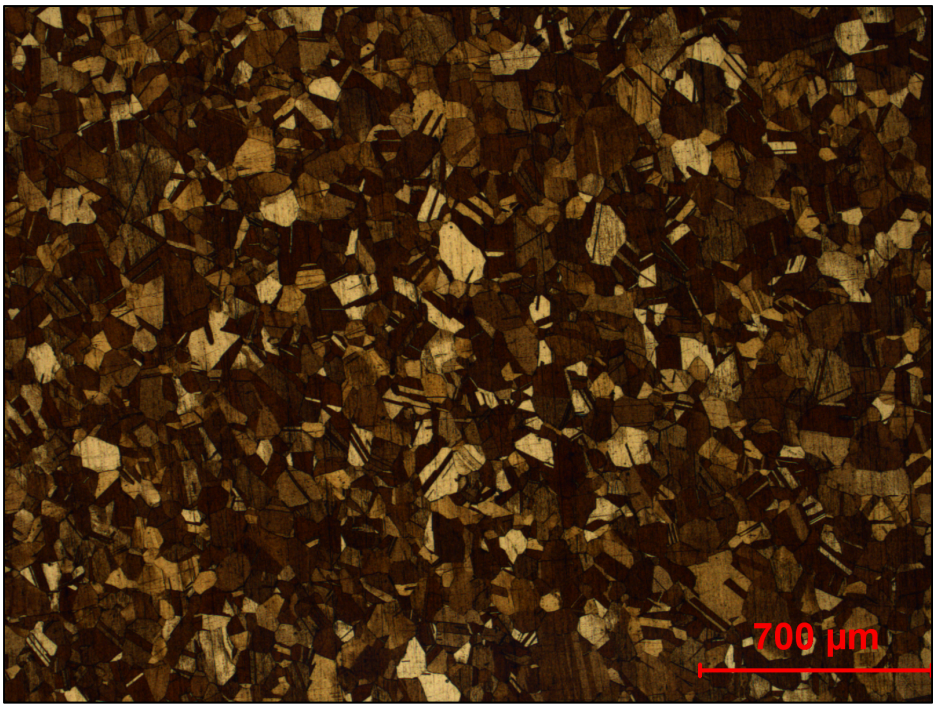


Figure 2.3 Micrographie après recuit à 425°C/1h

Figure 2.4 Micrographie après recuit à 700°C/1h

Les hypothèses faites lors de ces analyses sont :

- Le matériel de découpe des échantillons, de polissage, d'attaque chimique et de prise d'images est le même pour tous les échantillons.
- La microstructure de l'échantillon est similaire à la microstructure de la plaque à l'endroit où l'échantillon a été prélevé.

Une image de la microstructure est prise à trois endroits différents de l'échantillon. La taille moyenne des grains de chaque microstructure est donc une moyenne de trois images analysées.

2.4 Mesure de la dureté

Ces mesures ont été réalisées au sein des laboratoires de matériaux de l'ETS.

Ces mesures de dureté ont été effectuées sur la machine de dureté Rockwell Macromet Hardness Tester, ces essais suivent la norme ASTM E10-2009 (ASTM, 2009).

Une partie des échantillons découpés pour les analyses de microstructure sont utilisés pour les essais de dureté.

Les états métallurgiques des échantillons et leur position respective dans le four lors du traitement thermiques sont identiques à ceux indiqués dans le tableau 2.2.

Pour les essais de dureté, les hypothèses retenues sont :

- Le matériel de découpe des échantillons et de mesure de dureté est le même pour tous les échantillons (Scie, machine de dureté).

Un estimé de la précision et de la répétabilité des mesures de dureté est évaluée par des mesures préliminaires effectuées sur des plaques étalons dont la dureté est connue :

Tableau 2.3 Précision et répétabilité des mesures de dureté

	Échelle	**Moyenne**	**Écart-type**	**1ère ité.**	**2ème ité.**	**3ème ité.**	**4ème ité.**	**5ème ité.**
Plaque étalon à 41,8 ±1,5 HRB	HRB	43,46	0,242	43,6	43	43,6	43,6	43,5
Plaque étalon à 84,4 ± 1 HRB	HRB	89,62	0,363	89,1	90	89,4	89,8	89,8

Les incertitudes des plaques étalons à un niveau de confiance de 95% sont de ± 1.5 ou ± 1 HRB, donc l'écart type est de σ = 0.75 HRB ou σ = 0.5 HRB respectivement (incertitude expansé à 95% = $\pm 2\sigma$). Les écarts types des mesures effectuées sur ces plaques étalons sont de σ_R = 0.242 HRB et σ_R = 0.363 HRB. La machine de dureté semble donc être très fidèle, même si un biais existe. La différence entre la moyenne mesurée et la valeur étalon est de Δ=1.66 HRB pour la première plaque étalon et de Δ=5.22 HRB pour la deuxième.

<u>Remarque</u> : Pour des échantillons faibles (n<8), les écarts-types sont fonction de l'étendue plutôt que de la moyenne (Montgomery, 2013).

2.5 Essais de perçage et analyse des efforts de coupe

Ces essais se sont déroulés dans les laboratoires d'usinage de l'ETS.

Le centre d'usinage utilisé pour les essais est l'Hitachi Seiki VS50. La table dynamométrique de mesure est la table Kistler 9255B 3 axes. Cette table est reliée à une table d'acquisition et à une carte d'acquisition qui transmet et converti les données vers un ordinateur. Sur cette table est fixée la plaque à usiner à travers quatre taraudages et quatre pions rehausseurs.

La table Kistler 9255B permet de mesurer les efforts selon trois axes, et d'en déduire deux composantes d'efforts :

- Axe Z : force normal Fn (N).
- Axe X et Y : moment Mz (N.mm).

L'outil utilisé est un foret en acier rapide de diamètre 10mm à deux lèvres, qui possèdent un angle de pointe de 118 degrés, sa référence exact est : Precision Dormer 029100 2AB 10.00 (*Voir figure 2.5*).

Un outil de diamètre 9.92mm en acier rapide revêtu de TiN a aussi été utilisé; voir le chap. 4.

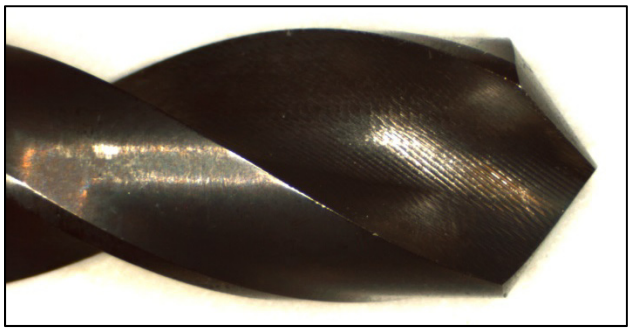


Figure 2.5 Outil de coupe HSS (x4)

Afin d'assurer un comportement stable de l'outil au cours des essais d'usinage, les outils sont préalablement rodés. Une étude sur l'influence du rodage sur les propriétés mécaniques a été menée pour vérifier l'efficacité du rodage. Le rodage pour chaque outil a consisté à percer préalablement à notre étude deux trous dans l'acier 1018 et six trous dans le laiton étudié à Vc= 150m/min et f=0.08mm/tr.

L'usure de l'outil est vérifiée après chaque campagne d'essais, et son usure n'est pas significative à la fin des essais. (*Voir figures 2.6, 2.7, 2.8 et 2.9*).

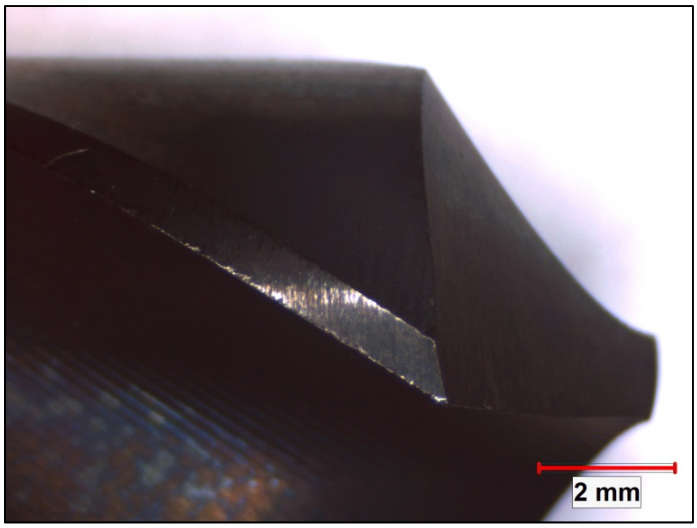


Figure 2.6 Outil de coupe neuf (vue de coté)

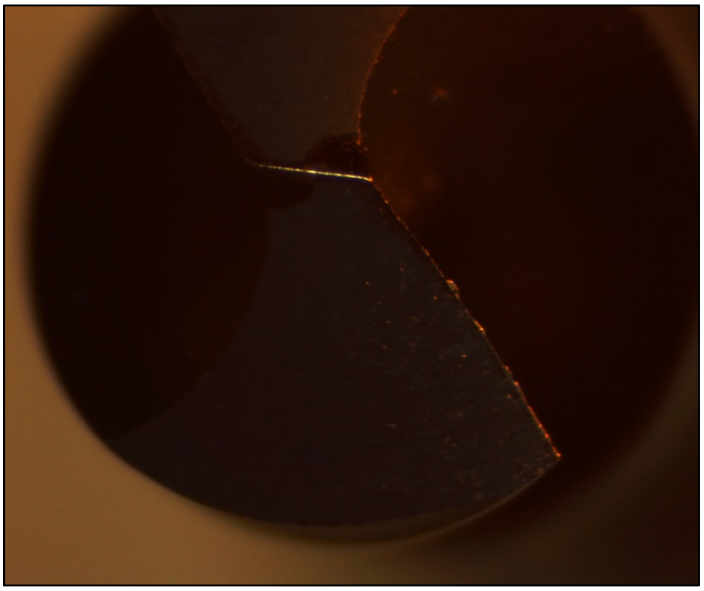


Figure 2.7 Outil de coupe neuf (vue de dessus)

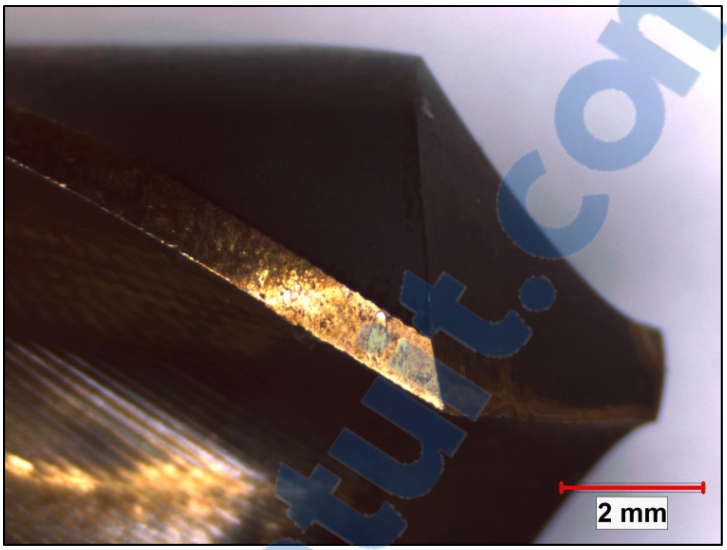


Figure 2.8 Outil usé (vue de coté)

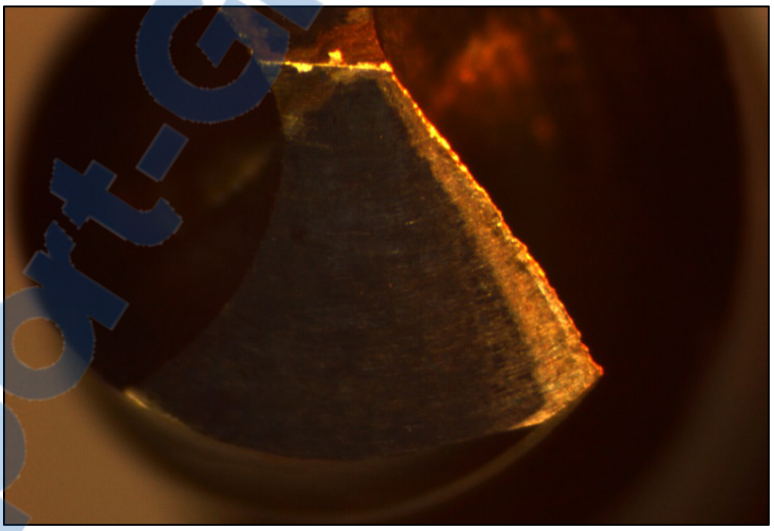


Figure 2.9 Outil usé (vue de dessus)

Rapport-Gratuit.com

L'outil le plus usé utilisé pendant la campagne expérimentale a percé 80 trous, et son usure est inférieure à 0.1mm, qui sera donc considéré comme négligeable pour la suite de cette étude.

Lors des essais de perçage, les hypothèses suivantes seront prises en compte :

- Le matériel d'usinage est le même pour toutes les plaques (MOCN, brides, pions rehausseurs, etc.).
- L'usure de l'outil et son influence sur les efforts de coupe est négligée.
- Le matériel de mesure des efforts est le même pour toutes les éprouvettes.
- Les imprécisions du centre d'usinage Hitachi Seiki VS50 sur la vitesse de rotation de la broche et l'avance sont considérés comme négligeables.

Un estimé des incertitudes de mesures des efforts de coupe est obtenu par des essais de répétabilité, trois mesures de la force normale Fn et du moment Mz ont été mesurées pour trois avances différentes (*Voir tableau 2.4 et 2.5*) :

Tableau 2.4 Répétabilité de la mesure de la force normale Fn

État métallurgique	**Vitesse de coupe (m/min)**	**Avance (mm/tr)**	**Force normale en Z (N)**		
			1ère ité.	**2ème ité.**	**3ème ité.**
1/4 Hard	150	0,08	541	622	602
		0,15	882	899	886
		0,22	1139	1110	1148

La moyenne des écarts-types des essais de répétabilité pour la force normale Fn sur du ¼ Hard est σ_R = 23.62 N, l'incertitude moyenne expansée à 95% sur la force normale Fn est donc de ±47.14 N.

Tableau 2.5 Répétabilité de la mesure du moment Mz

État métallurgique	Vitesse de coupe (m/min)	Avance (mm/tr)	Moment selon Z (N.mm)		
			1ère ité.	2ème ité.	3ème ité.
1/4 Hard	150	0,08	2785	2608	2890
		0,15	4273	4195	3901
		0,22	4421	5010	4802

La moyenne des écarts-types des essais de répétabilité pour le moment Mz sur du ¼ Hard est σ_R = 216.61 N.mm, l'incertitude moyenne expansée à 95% est donc de ±433.22 N.mm.
Ces essais de répétabilité ont été menés sur un seul état métallurgique, le C26000 H01 ¼ Hard, l'hypothèse est faite que les incertitudes de mesures sont indépendantes de l'état métallurgique.

Remarque : La calibration de la table Kistler pour la force normale Fn est vérifiée en mesurant un poids de masse connue posé sur la table avant les campagnes d'essais. La calibration du moment Mz n'est pas vérifiée.

Le plan d'expérience choisi est un plan multifactoriel à sept niveaux pour la vitesse de coupe et trois niveaux pour la vitesse d'avance (*Voir tableau 2.6*).

Tableau 2.6 Plan d'expériences

État métallurgique	Vitesse d'avance f (mm/tr)	Vitesse de coupe N (m/min)
C260 ¼ Hard	0,08 ; 0,15 ; 0,22	20 ; 50 ; 100 ; 150 ; 200 ; 250 ; 300
C260 recuit 425°C/1h	0,08 ; 0,15 ; 0,22	20 ; 50 ; 100 ; 150 ; 200 ; 250 ; 300
C260 recuit 700°C/1h	0,08 ; 0,15 ; 0,22	20 ; 50 ; 100 ; 150 ; 200 ; 250 ; 300

Rapport-gratuit.com
LE NUMERO 1 MONDIAL DU MÉMOIRES

La figure 2.10 présente un exemple de résultats obtenus par la table d'efforts :

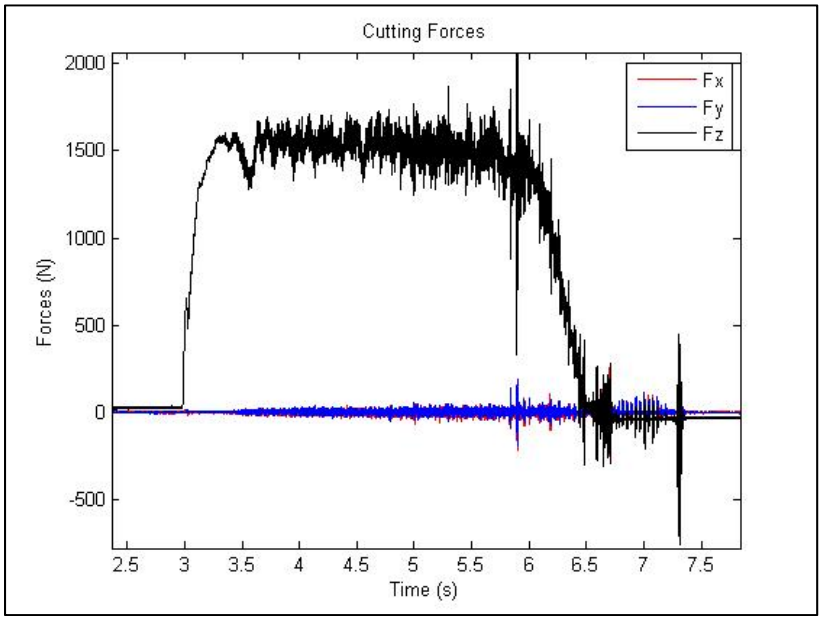


Figure 2.10 Efforts de coupe en fonction du temps

Pour chaque trou percé, il faut trouver les efforts (Fn et Mz) qui caractérisent le mieux les efforts réels lors de la coupe. Les résultats bruts ne permettent pas d'obtenir ces résultats immédiatement, il faut les traiter grâce à un programme Matlab qui suit la logique suivante :

- Définir le début du perçage par le dépassement de la force Fz = 200N.
- Relever la valeur initiale 0.5s avant le début du perçage.
- Relever la valeur finale mesurée à la fin de l'usinage.
- Relever les efforts à partir du moment où l'outil est engagé de 5mm dans la matière et sur un intervalle de 10mm.
- Calculer le moment Mz grâce à l'équation suivante :

$$Mz = -b_1 * Fx_{12} + b_2 * Fx_{34} + a_1 * Fy_{14} - a_2 * Fy_{23} \tag{2.1}$$

avec b_1, b_2, a_1 et a_2 les distances respectives entre la position du perçage et les axes Fy et Fx des quatre capteurs. (*Voir figure 2.11*).

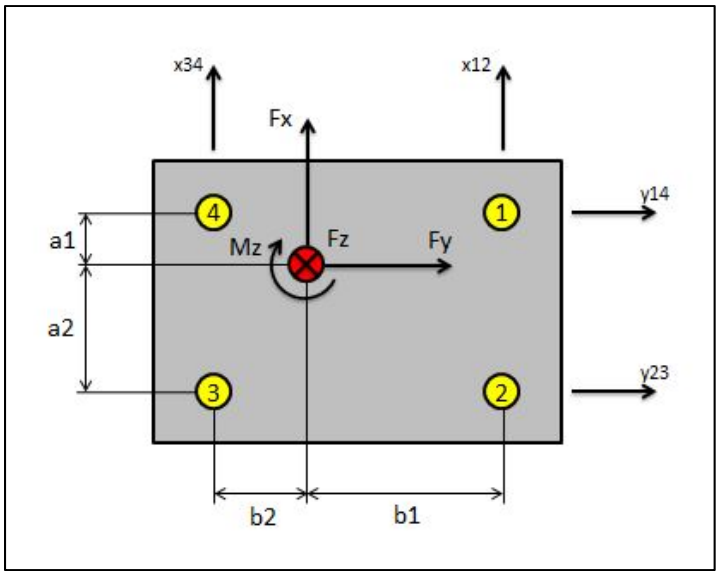


Figure 2.11 Position des capteurs de la table Kistler

Remarque : L'obtention des résultats de Mz par calcul implique des incertitudes liées à la position des capteurs contrairement à Fz qui est une lecture directe. L'estimé des incertitudes de mesure sur les efforts de coupe (*Voir tableaux 2.4 et 2.5*) prouve bien que les incertitudes de mesure relatives liées à Mz sont plus grandes que pour Fn, mais les essais qui ont conduits à ce calcul d'incertitudes n'ont pas été fait à des positions extrêmes sur la plaque, si bien qu'il est probable que les incertitudes de mesures sur Mz soient sous-estimé.

2.6 Mesure de rugosité des trous

Ces mesures ont été effectuées au sein du laboratoire de métrologie de l'ETS.

La machine utilisée est un rugosimètre Surftest SJ-400 de la compagnie Mitutoyo équipé d'une pointe Diamant à 90° de rayon 2µm associé au logiciel d'acquisition SURFPAK-SJ.

Les paramètres de mesure du profilomètre sont définis à partir de la norme ASME B46.1-2009 (ASME, 2009). Les paramètres utilisés sont définies dans le tableau 2.7 :

Tableau 2.7 Paramètres de mesure du rugosimètre

Paramètres du profilomètre	
Longueur de traverse	6mm
Longueur de mesure	5.6mm
Longueur d'échantillonnage	0,8mm
Nombre d'échantillons	7
Nombres de points échantillonnés	12000
Critères	Ra (µm)

Lors des essais de rugosité, les hypothèses suivantes sont considérées :

- Le matériel de mesure de rugosité est le même pour tous les trous (étau, rugosimètre, logiciel d'analyse, etc.).
- Les essais ont été réalisés en laboratoire à atmosphère contrôlée.
- Les paramètres de mesure ne varient pas lors des mesures.
- La zone de mesure est située du côté entrant du trou, mais est choisie aléatoirement sur la circonférence du trou.
- La direction de mesure est parallèle à l'avance de l'outil, et la pointe du rugosimètre est perpendiculaire à la surface.

Afin d'évaluer l'étalonnage de la mesure, sept mesures ont été réalisés sur une surface étalon dont la rugosité Ra est connue. Une mesure a été réalisée avant le début de la campagne de mesure, une mesure a été réalisée à la fin de la campagne, et cinq mesures ont été effectuées aléatoirement pendant la campagne.

Tableau 2.8 Calibration et répétabilité du rugosimètre

	Par.	**Moyenne**	**Écart-type**	**1ère ité.**	**2ème ité.**	**3ème ité.**	**4ème ité.**	**5ème ité.**	**6ème ité.**	**7ème ité.**
Éprouvette étalon avec un Ra = 2,95 µm	Ra (µm)	2,912	0,0226	2,887	2,951	2,944	2,898	2,918	2,894	2,891

Le rugosimètre mesure donc une valeur Ra légèrement inférieure à la valeur du Ra de l'éprouvette étalon, mais semble être fidèle. Cependant, ces mesures ont lieu sur des échantillons étalons dont le profil est très différent de ceux étudiés sur le laiton, et la rugosité des trous étudiés n'est pas homogène selon le profil étudié, contrairement à la plaque étalon.

Ainsi, afin d'évaluer la précision de la mesure, trois mesures identiques ont été réalisées à la suite sans manipulation entre les mesures (*Voir tableau 2.9*) :

Tableau 2.9 Précision des mesures de rugosité

	Par.	**Moyenne**	**Écart-type**	**1ère ité.**	**2ème ité.**	**3ème ité.**
Trou n°2 Recuit 425°C/1h Vc=20m/min f=0,15mm/tr	Ra	1,276	0,001	1,276	1,276	1,275

Pour évaluer la répétabilité des mesures, sept mesures du même trou ont été aléatoirement réalisées au cours de la campagne de mesure (*Voir tableau 2.10*) :

Tableau 2.10 Répétabilité des mesures de rugosité

	Par.	**Moyenne**	**Écart-type**	**1ère ité.**	**2ème ité.**	**3ème ité.**	**4ème ité.**	**5ème ité.**	**6ème ité.**	**7ème ité.**
Trou n°2 Recuit 425°C/1h Vc=20m/min f=0,15mm/tr	Ra	1,033	0,203	0,958	1,439	1,276	0,864	0,869	0,875	0,95

L'écart type de la précision sur le Ra est de : $\sigma_R = 0.001$ µm.
L'écart type de la répétabilité sur le Ra est de : $\sigma = 0.203$ µm.

Le rugosimètre est donc précis, mais la répétabilité des mesures est très mauvaise. L'analyse des mesures de rugosité sera donc difficile. Ces essais de répétabilité ont été menés sur un seul trou. L'hypothèse est faite que les incertitudes de mesure sont indépendantes de l'état métallurgique du matériau, de l'avance et de la vitesse de coupe.

La grandeur caractéristique de rugosité étudiée est le Ra : caractérisant le profil moyen de la surface; moyenne arithmétique des distances entre pics et creux successifs.

2.7 Étude des bavures

Ces mesures ont été réalisées au laboratoire de métrologie de l'ETS.

Cette partie a pour objectif de mettre en place un protocole permettant de caractériser les bavures, pour que dans un second temps, la recherche d'une relation soit possible entre la formation des bavures et les paramètres d'entrée (f : vitesse d'avance, Vc : vitesse de coupe, état métallurgique du matériau).

Cette analyse se base sur la mesure des hauteurs des bavures et sur l'analyse d'images. Un trusquin équipé d'un comparateur à palpeur sert à la mesure (*Voir figure 2.12*), tandis qu'une loupe binoculaire associé à une caméra reliée à un ordinateur est utilisée pour la prise d'images (*Voir figure 2.13*).

Figure 2.12 Montage pour les mesures des bavures

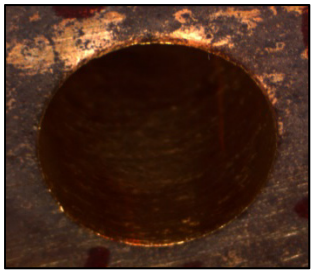
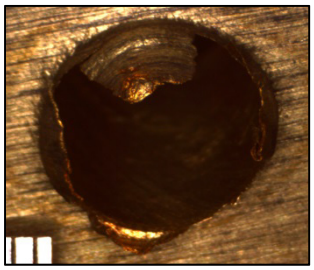
Figure 2.13 Montage pour identification du type de bavure

Les bavures étudiées sont celles présentes sur le côté débouchant du trou. La classification de bavures observées se fait selon la classification présentée par Ko and al. (2001):

- Type A : pas ou très petite bavure.
- Type B : bavure présente sous forme d'un chapeau.
- Type C : bavure déchiré.

Le tableau 2.11 présente des images de bavures selon leur type :

Tableau 2.11 Classification des bavures selon leur type

Type A	
Type B	
Type C	

Le protocole de mesure est donc établi :

- Tous les trous sont pris en photo par la loupe binoculaire et classer selon leur type.
- Pour les bavures de type A, la hauteur maxi est mesuré.
- Pour les bavures de type B, la hauteur de la bavure sous le chapeau sera mesuré.
- Pour les bavures de type C, la hauteur maxi de la bavure sera mesuré, et le pourcentage de la circonférence déchiré sera évalué.

Les hypothèses pour cette partie de l'étude sont :

- Le matériel de mesure et de prise d'image est le même pour toutes les éprouvettes (loupe binoculaire, trusquin, etc.).
- Les mesures de hauteurs sont réalisées en laboratoire à atmosphère contrôlée.
- Les bavures n'ont pas été manipulées entre l'usinage et la mesure de leur hauteur.

Afin d'évaluer la précision des mesures de hauteurs, quatre mesures identiques ont été réalisées à la suite (*Voir tableau 2.12*) :

Tableau 2.12 Précision des mesures de hauteurs des bavures

	Par.	**Moyenne**	**Écart type**	**1ère ité.**	**2ème ité.**	**3ème ité.**	**4ème ité.**
Trou n°64 Recuit 700°C/1h Vc=20m/min f=0,22mm/tr	Hauteur (mm)	0,983	0,005	0,98	0,99	0,98	0,98

Rapport-Gratuit.com

Ensuite, la répétabilité des mesures est évaluée par sept mesures effectuées sur le même trou réalisé aléatoirement lors de la campagne de mesure (*Voir tableau 2.13*) :

Tableau 2.13 Répétabilité de la mesure de hauteur des bavures

	Par.	**Moyenne**	**Écart-type**	**1ère ité.**	**2ème ité.**	**3ème ité.**	**4ème ité.**	**5ème ité.**	**6ème ité.**	**7ème ité.**
Trou n°64 Recuit 700°C/1h Vc=20m/min f=0,22mm/tr	Hauteur (mm)	0,840	0,075	0,84	0,98	0,86	0,83	0,85	0,78	0,74

L'écart type de la précision sur la hauteur des bavures est σ_R = 0,005mm tandis que l'écart type de la répétabilité est de σ = 0,075mm. L'appareil de mesure est donc précis, et les mesures sont fidèles.

Ces essais de précision et de répétabilité ont été réalisés sur un seul trou, l'hypothèse est faite que les incertitudes de mesure sont indépendantes de l'état métallurgique du matériau, de l'avance et de la vitesse de coupe.

2.8 Étude des copeaux

Les copeaux ont été recueillis entre chaque perçage, ils ont été étiquetés et placés dans des petits sachets en plastique. La machine est ensuite nettoyée avant chaque nouvel essai.

La forme du copeau, sa segmentation et sa composition chimique sont les trois paramètres recherchés.

La mesure de la segmentation des copeaux est effectuée sur le Microscope Électronique à Balayage Hitachi TM3030.

Le protocole de mesure est le suivant :

- Une image du copeau est prise avec un grossissement suffisant pour voir la segmentation sur la face interne du copeau (x400).
- La fragmentation macroscopique est aussi évaluée grâce à l'image du copeau à un grossissement plus faible (x30).

Des clichés de segmentation et de fragmentation sont présentés à la figure 2.14 et 2.15 :

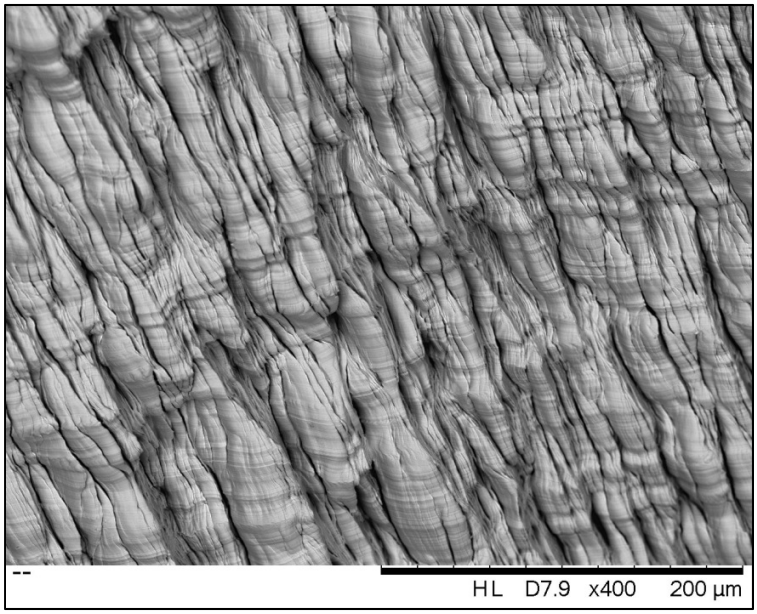


Figure 2.14 Image de la segmentation du copeau
(H01 - Vc=50m/min - f=0.08mm/tr)

Rapport-gratuit.com
LE NUMERO 1 MONDIAL DU MÉMOIRES

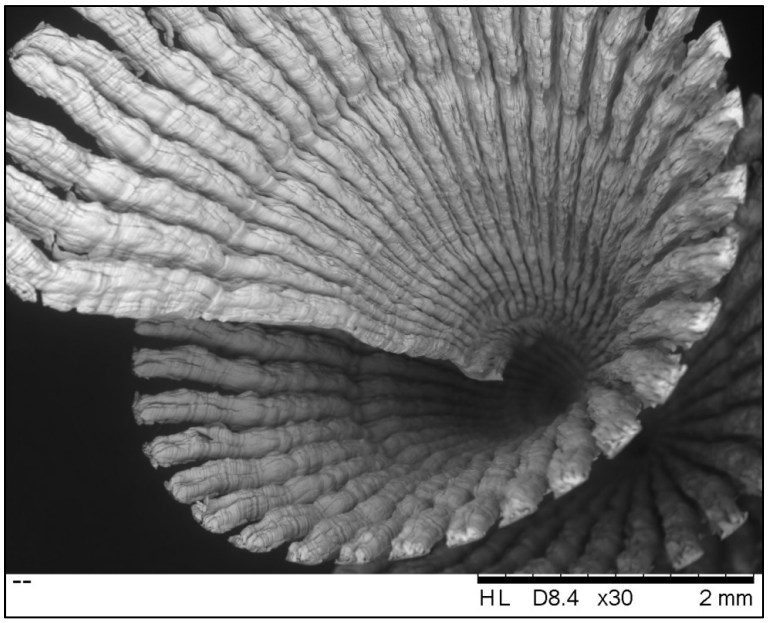


Figure 2.15 Image de fragmentation d'un copeau
(OS100 – Vc=200mm/tr – f=0.08mm/tr)

Les hypothèses retenues pour cette partie sont :

- La prise de l'image est effectuée dans les mêmes conditions pour tous les copeaux.
- Tous les copeaux ont été récoltés et conservés dans les mêmes conditions.

CHAPITRE 3

ANALYSE DES DONNÉES

Cette partie décrit les résultats obtenus et développe les conclusions issues du traitement de données.

3.1 Influence de la température de recuit sur la grosseur des grains

L'objectif de cette partie est de trouver une relation entre le traitement thermique appliqué au matériau et la grosseur des grains.

La position de la pièce dans le four a pour conséquence de modifier la durée du recuit et la vitesse de refroidissement. Il faut donc, dans un premier temps, analyser l'influence de la position dans le four du matériau lors du recuit sur la grosseur des grains :

Pour le recuit à 425°C pendant 1h, les grosseurs de grains en fonction de la position sont détaillées dans le tableau 3.1 :

Tableau 3.1 Influence de la position sur la taille des grains – Recuit 425°C / 1h

État métallurgique	**Position de l'échantillon dans le four**	**Diamètre moyen des grains**
Recuit 425°C / 1h	Devant et Haut du four	0,1068 mm
	Devant et Bas du four	0,1068 mm
	Fond et Haut du four	0,1068 mm
	Fond et Bas du four	0,1068 mm

Et pour le recuit à 700°C pendant 1h :

Tableau 3.2 Influence de la position sur la taille des grains - Recuit 700°C / 1h

État métallurgique	**Position de l'échantillon dans le four**	**Diamètre moyen des grains**
Recuit 700°C / 1h	Devant et Haut du four	0,254 mm
	Devant et Bas du four	0,254 mm
	Fond et Haut du four	0,254 mm
	Fond et Bas du four	0,254 mm

Remarque : Le diamètre moyen des grains est obtenu par la moyenne de trois calculs du nombre de grains équivalents au mm^2 pour chaque échantillon. Le nombre de grains équivalent par mm^2 est ensuite converti à la valeur la plus proche en diamètre moyen des grains en mm conformément à la norme ASTM E112-2009 (ASTM, 2009).

L'analyse de ces résultats ne montre pas d'influence significative de la position de la pièce dans le four sur la grosseur des grains. Ces résultats sont conformes avec la littérature. En effet, d'après Barbery (1991), la vitesse de refroidissement a une influence négligeable sur la taille des grains, car elle n'augmente que très peu la durée du recuit à température élevée. Et la durée du recuit a une influence bien moindre que celle de la température. La figure 3.1 présente l'influence de la durée du recuit sur la taille des grains. Ces résultats doivent cependant être complétés par les mesures de dureté.

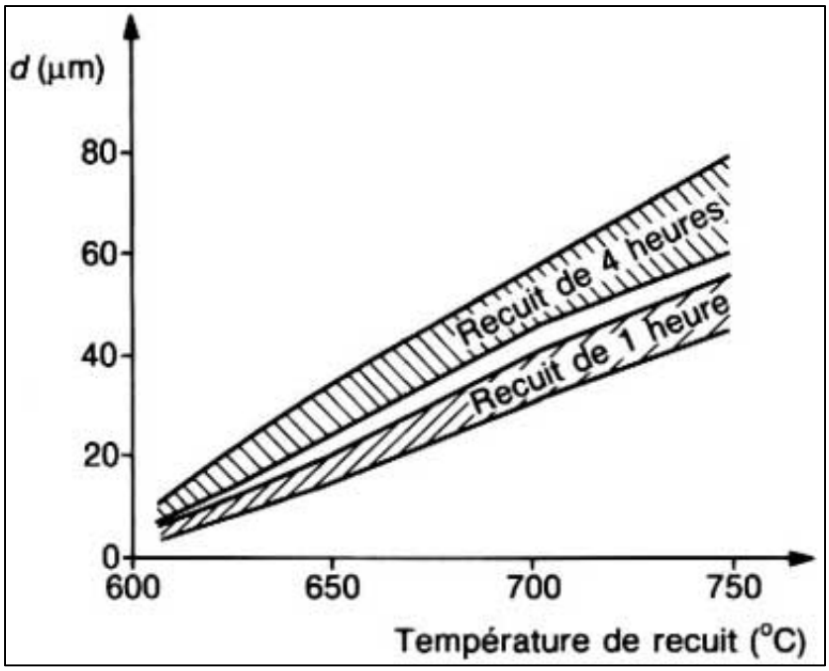


Figure 3.1 Exemple d'évolution du diamètre du grain en fonction de la température pour divers temps de recuit (tirée de Barbery, 1991)

Les résultats obtenus sur l'influence du traitement thermique sur la grosseur des grains sont présentés dans le tableau 3.3 :

Tableau 3.3 Influence du traitement thermique sur les grains

État métallurgique	**Diamètre moyen des grains**
C26000 ¼ Hard	0,1068 mm
C26000 recuit 425°C/1h	0,1068 mm
C26000 recuit 700°C/1h	0,254 mm

Le diamètre moyen des grains obtenus pour chaque traitement thermique de recuit permet de nommer les états métallurgiques obtenus par la désignation défini dans la norme ASTM B601-2009 (ASTM, 2009). Ainsi, le recuit à 425°C pendant 1h permet d'obtenir du C26000 OS100 et le recuit à 700°C pendant 1h du C26000 OS250. Le C26000 ¼ Hard sera nommé C26000 H01 pour la suite de cette étude.

La figure 3.2 présente l'influence de la température de recuit sur la taille des grains :

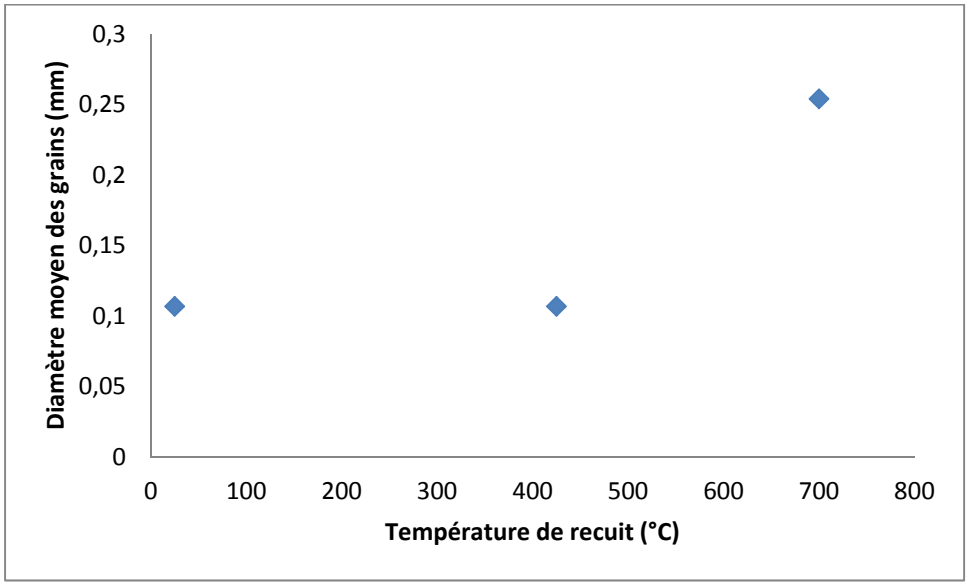


Figure 3.2 Taille des grains en fonction de la température de recuit

Un traitement thermique de recuit augmente donc de manière significative la taille des grains, Ces résultats confirment les résultats issus de la littérature (*Voir figure 3.3*) : Une température de recuit supérieure à la température de recristallisation augmente la taille des grains. Cependant, l'augmentation de la taille des grains n'est apparue qu'avec le recuit à 700°C. La température de recristallisation pour notre matériau est donc comprise entre 425°C et 700°C. Cette température de recristallisation est bien supérieure à celle indiquée dans les données de Chandler (1996).

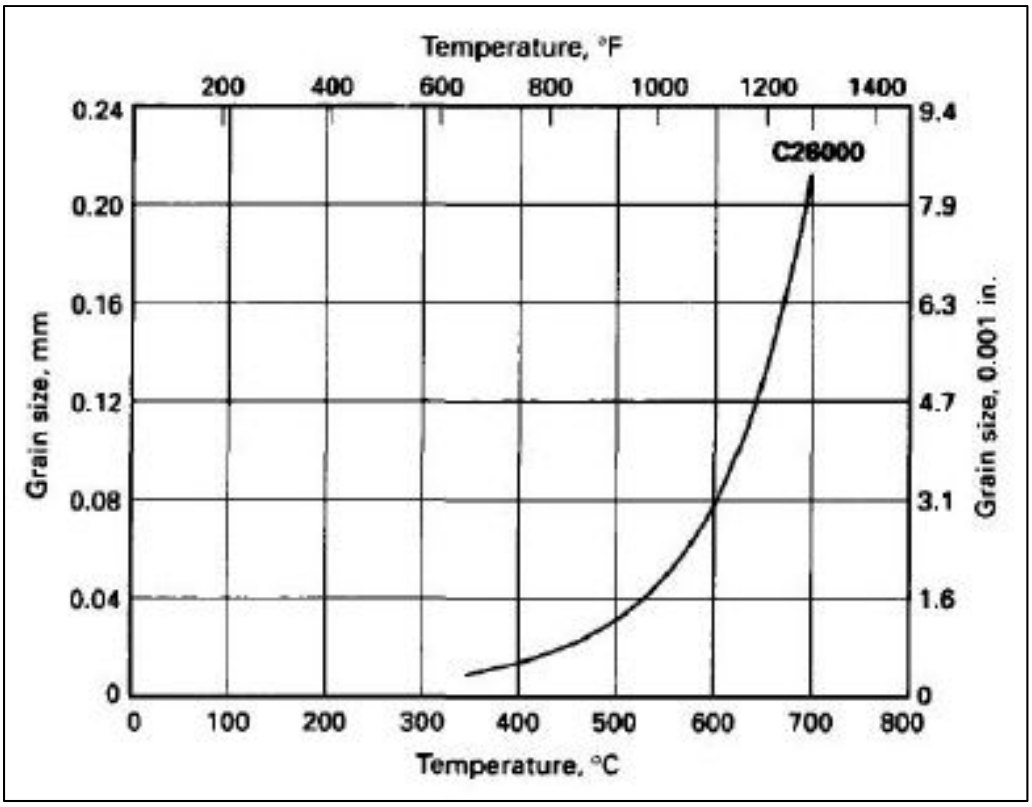


Figure 3.3 Influence de la température de recuit sur la taille des grains
(tirée de Chandler, 1996)

Mais la figure 3.3 est obtenu avec du C26000 dont l'état métallurgique initiale est issue d'un laminage à froid de 40.6% contre 25% pour le laiton étudié dans cette étude. Or, pour un métal donné, la température de recristallisation et la température d'adoucissement sont d'autant plus faibles que l'écrouissage préalable est plus fort. Cela est lié au fait que les germes de recristallisation sont d'autant plus efficaces que la perturbation apportée par l'écrouissage est importante (Barbery, 1991). La figure 3.4 présente l'influence du taux de réduction sur la température d'adoucissement :

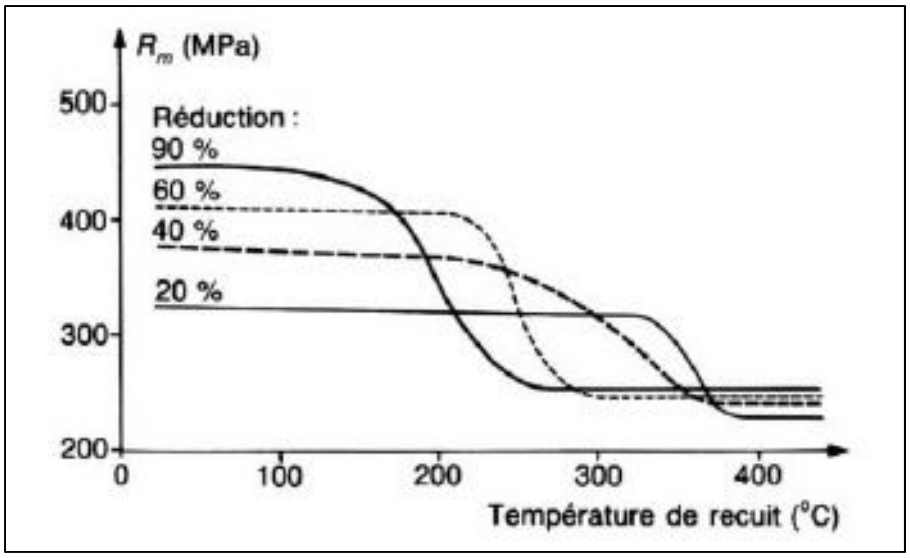


Figure 3.4 Influence du taux de réduction sur la température d'adoucissement du cuivre OFHC (tirée de Barbery. 1991)

Remarque: La température d'adoucissement est la température où la résistance à la traction Rm est égale à la valeur médiane entre celle de l'état écroui et celle de l'état recuit. Cette température est située entre celles de début et de fin de recristallisation.

3.2 Influence de la température de recuit sur la dureté

L'objectif de cette partie est de trouver une relation entre la température de recuit et la dureté du matériau.

Encore une fois, dans un premier temps, l'influence de la position dans le four du matériau lors du recuit sur la grosseur des grains doit être analysée :

Pour le recuit à 425°C pendant 1h, la dureté en fonction de la position sont détaillées dans le tableau 3.4 :

Tableau 3.4 Influence de la position sur la dureté
Recuit 425°C / 1h

État métallurgique	Position de l'échantillon dans le four	Dureté
Recuit 425°C / 1h OS100	Devant et Haut du four	88 HV
	Devant et Bas du four	87.5 HV
	Fond et Haut du four	87.5 HV
	Fond et Bas du four	87.5 HV

Et pour le recuit à 700°C pendant 1h :

Tableau 3.5 Influence de la position sur la dureté
Recuit 700°C / 1h

État métallurgique	Position de l'échantillon dans le four	Dureté
Recuit 700°C / 1h OS250	Devant et Haut du four	47.5 HV
	Devant et Bas du four	48 HV
	Fond et Haut du four	46 HV
	Fond et Bas du four	46 HV

L'analyse de ces résultats ne montre pas d'influence significative de la position de la pièce dans le four sur la dureté pour le recuit à 425°C, et montre une très légère différence de dureté entre le fond et le devant du four pour le recuit à 700°C. Cette différence peut être expliquée par les incertitudes de mesure sur la dureté (±0.5 HV) et la non-homogénéité du matériau. De plus, cette différence est négligeable par rapport aux variations de dureté relevées entre nos différents états métallurgiques.

Pour la suite de ce mémoire, l'influence de la position de la plaque dans le four est donc négligée.

Rapport-Gratuit.com

Les résultats obtenus sur l'influence du traitement thermique sur la dureté sont présentés dans le tableau 3.6 :

Tableau 3.6 Influence du traitement thermique sur la dureté

État métallurgique	Dureté moyenne
C260 ¼ Hard - H01	99 HV
C260 recuit 425°C/1h – OS100	87.6 HV
C260 recuit 700°C/1h – OS250	46.9 HV

La figure 3.5 présente l'influence de la température de recuit sur la dureté :

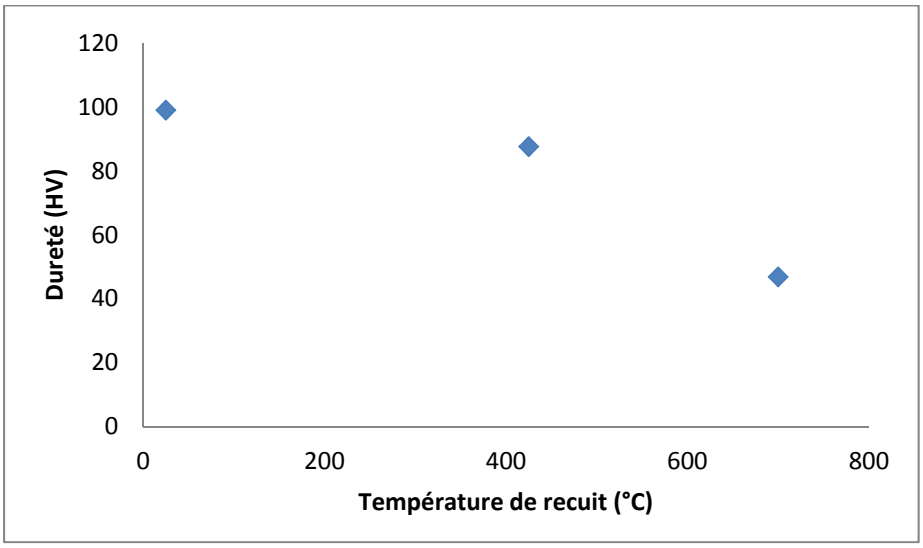


Figure 3.5 Dureté en fonction de la température de recuit

Un traitement thermique de recuit implique donc une diminution significative de la dureté. Ces résultats confirment les résultats issus de la littérature, une température de recuit supérieur à la température de recristallisation (recuit complet à 700°C) diminue très significativement la dureté du matériau (*Voir figure 3.6*), et si la température de recuit est inférieure à la température de recristallisation (recuit à 425°C), le matériau a quand même subi préalablement un recuit de détente qui a permis la suppression des contraintes internes et la diminution très légère de la dureté (Barbery, 1991) et (Callister, 2001).

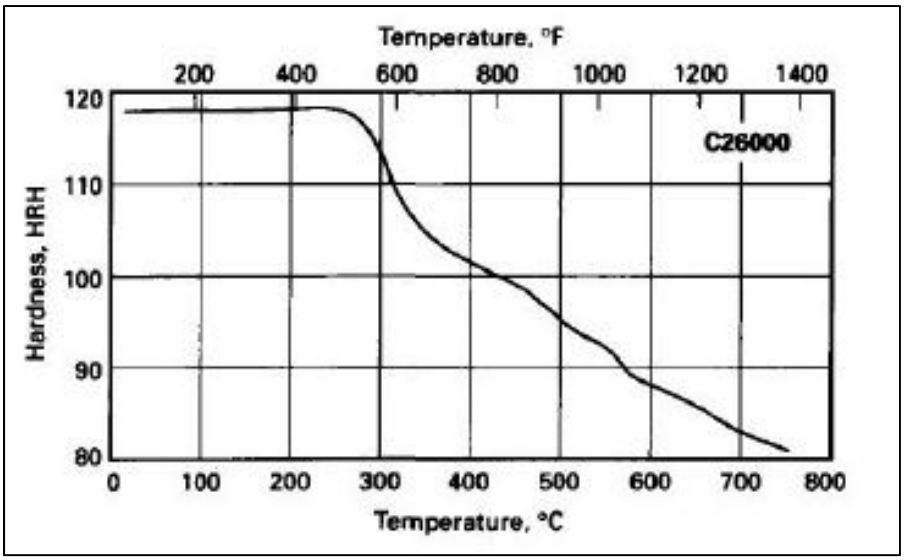


Figure 3.6 Influence de la température de recuit sur la dureté
(tirée de Chandler, 1996)

Remarque : La figure 3.6 est obtenu avec du C26000 dont l'état métallurgique initiale est issue d'un laminage à froid de 40.6% contre 25% pour le laiton étudié dans cette étude. Cette différence explique la différence de dureté avant recuit, et la différence de température de recristallisation.

3.3 Influence du traitement thermiques sur les propriétés mécaniques du matériau

Le laiton qui possédait encore à l'état métallurgique ¼ Hard – H01 des contraintes résiduelles apparu lors du laminage à froid a subi un recuit de détente après le recuit à 425°C qui a provoqué la relaxation des contraintes par microdéformation plastique locale. Cette relaxation entraine une légère baisse de la dureté et de la résistance, et une augmentation de l'allongement sans modification de la taille des grains.

En augmentant la température de recuit au-dessus de 425°, comme c'est le cas pendant le traitement thermique à 700°C, des nouveaux grains sont apparus dans le métal écroui à partir de germes situés dans les zones de perturbations importantes. Comme par exemple, dans les

Rapport-gratuit.com
LE NUMERO 1 MONDIAL DU MÉMOIRES

anciens joints de grains, les bandes de déformation ou les précipités. La température à laquelle ces grains apparaissent est la température de recristallisation, situé pour notre matériau au-dessus de 425°C.

Dans un premier temps, les grains vont se développer et grandir jusqu'à ce qu'ils se rejoignent, c'est le début de la recristallisation primaire qui entraine un adoucissement rapide (chute de la résistance à la traction Rm, de la limite d'élasticité Re et de la dureté Vickers HV, et remontée de l'allongement à la rupture A%).

En poursuivant le recuit, on obtient alors une croissance homogène des grains correspondant à un adoucissement encore plus important, quoique moins rapide. Le métal retrouve alors ces caractéristiques qu'il possédait avant la transformation à froid. Il s'agit de la recristallisation secondaire ou recuit complet et c'est l'état dans lequel se trouve le matériau après le recuit à 700°C.

Notons qu'à l'état recuit complet, les caractéristiques mécaniques sont étroitement liées au diamètre du grain moyen obtenu, si bien qu'il suffit de connaître la taille du grain pour connaître l'ensemble des propriétés mécaniques du matériau (Barbery, 1991).

La figure 3.7 illustre bien le phénomène de restauration et de recristallisation :

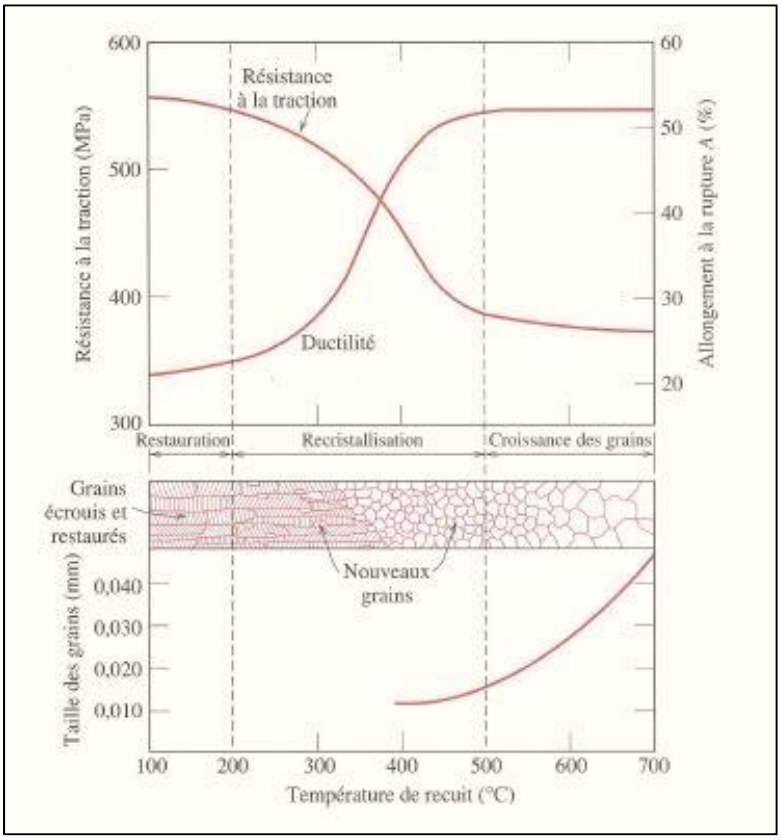


Figure 3.7 Influence de la température de recuit pour le laiton
(tirée de Callister, 2001)

Ainsi, quelle que soit l'écrouissage initial ou la température de recuit, les résultats issus de la littérature peuvent être extrapolés à notre matériau. Ainsi, en utilisant la figure 3.3, la température de recuit équivalente sur du laiton C26000 laminé de 40.6% pour obtenir un grain de 0.25mm de diamètre est très proche de 700°C, qui est la température du recuit complet effectué sur notre matériau. Une vérification de cette extrapolation peut être faite sur la figure 3.6, un recuit à 700°C sur du C260 laminé de 40.6% provoque une baisse de la dureté jusqu'à 82 HRH, ce qui correspond à une dureté très proche des 46.9 HV obtenu sur notre deuxième traitement thermique, le recuit à 700°C/1h. Les figures 3.8 et 3.9 peuvent donc être extrapolées pour obtenir les valeurs de l'allongement à la rupture A%, de la résistance à la traction Rm et de la résistance élastique Re.

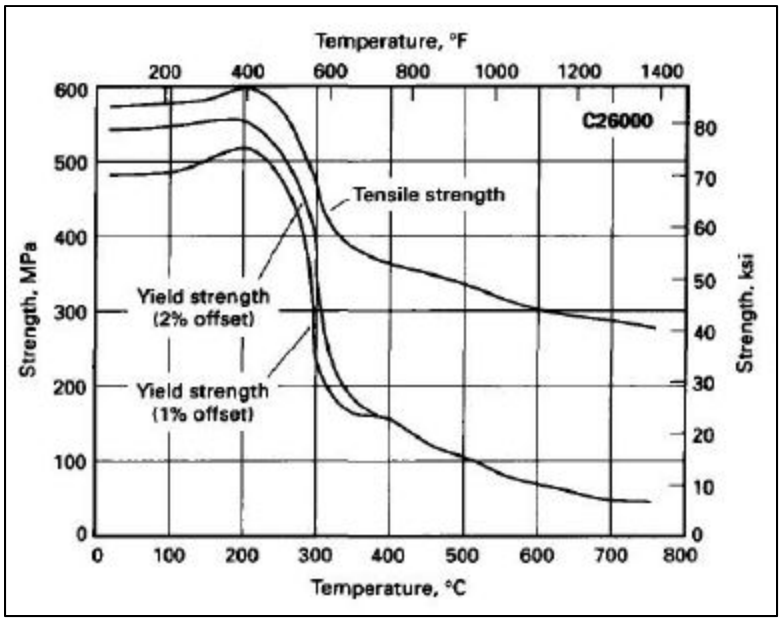


Figure 3.8 Influence de la température de recuit sur la résistance à la traction et la résistance élastique (tiré de Chandler, 1996)

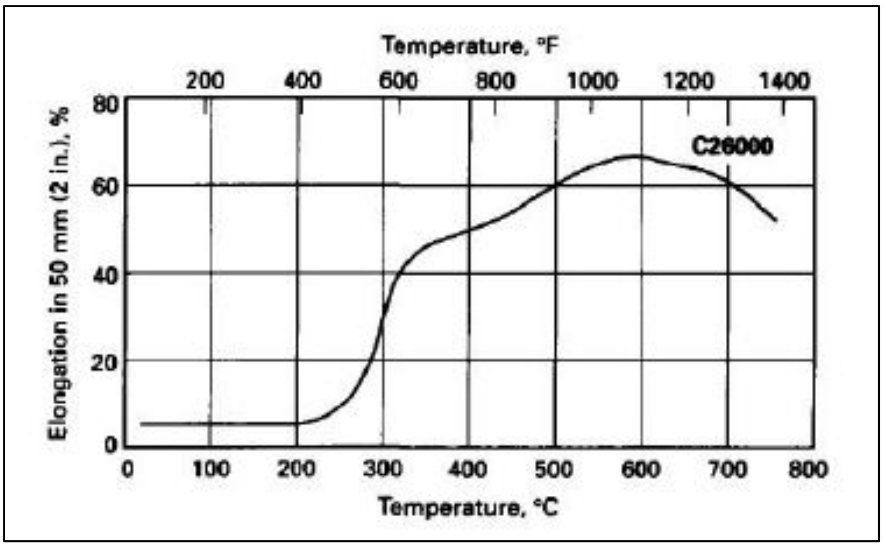


Figure 3.9 Influence de la température de recuit sur l'allongement à la rupture (tirée de Chandler, 1996)

L'analyse des figures 3.8 et 3.9 et les tableaux 3.3 et 3.6 ainsi que les données de l'ASM Handbook vol.2 (2000) permettent d'obtenir les propriétés mécaniques des trois états métallurgiques étudiés dans ce mémoire. Le tableau 3.7 présente les propriétés mécaniques de nos trois états métallurgiques.

Tableau 3.7 Propriétés mécaniques du C26000 étudié

État métallurgique	**Rm (Mpa)**	**Re (Mpa)**	**A (%)**	**Dureté (HV)**
H01	370*	275*	43*	99
OS100	N/A	N/A	N/A	88
OS250	290*	50*	60*	47

Remarque : Les valeurs annotées d'une étoile sont issues de la littérature (ASM, 2000).

Le passage de l'état métallurgique H01 à OS100 a diminué légèrement la dureté du matériau, et a diminué également légèrement la résistance à la traction et la résistance élastique tout en augmentant faiblement l'allongement à la rupture. La taille des grains n'a pas augmenté de manière significative. La ductilité du matériau a donc été faiblement augmentée sans faire varier la microstructure de notre matériau, il y a donc polygonisation du laiton.

En revanche, le passage de l'état métallurgique OS100 à OS250 a fortement augmentée la taille des grains. Ce grand changement dans la microstructure a entrainé une forte augmentation de la ductilité du matériau. Pour les deux traitements thermiques, la structure des dislocations a été modifiée, mais la matrice reste identique.

La ductilité est donc une caractéristique du matériau qui est fortement lié à la taille des grains, et donc à la microstructure.

Dans la suite de l'étude, la dureté sera le paramètre qui représentera la ductilité du matériau.

3.4 Analyse des efforts de coupe

L'objectif de cette partie est de comprendre l'influence des paramètres de coupe et de la ductilité du matériau sur les efforts de coupe.

Les données d'efforts obtenues lors des essais de perçage sont regroupées à l'annexe I.

3.4.1 Études préliminaires

Une première analyse préliminaire concerne la vérification du rodage de l'outil :

Les efforts de coupe obtenus entre un outil rodé et un outil faiblement usé sont identiques, comme le montre la figure 3.10 :

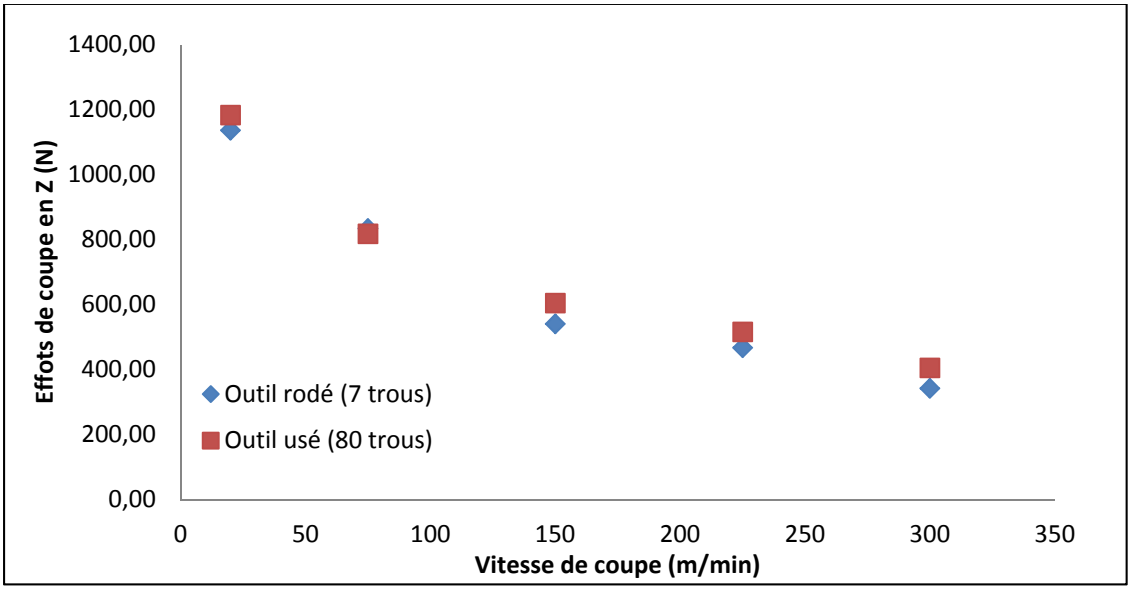


Figure 3.10 Influence du rodage sur la force normale Fn pour f=0.08mm/tr – H01

Les petites différences entre les mesures peuvent s'expliquer par les incertitudes de mesure (± 47.14 N) et la non-homogénéité du matériau. L'analyse de la figure 3.10 permet donc d'affirmer que le rodage des outils de coupe a été correctement effectué, car un outil

correctement rodé conserve un comportement identique durant toute sa durée de vie. Pour rappel, le rodage a constitué à faire deux trous dans de l'acier 1018 suivi de six trous dans le laiton C26000, et les outils usé ont usiné un maximum de 80 trous dans le laiton.

3.4.2 Analyse de la force normale

La première étape de l'analyse consiste à vérifier l'existence de données aberrantes parmi les données brutes.

Deux techniques d'identification des données aberrantes sont utilisées :

- L'utilisation des diagrammes «boîte à moustache» *(Voir figure 3.11 et 3.12).*
- Le graphique «temporel» : les valeurs de forces relevés au cours du temps *(Voir figure 3.13)*.

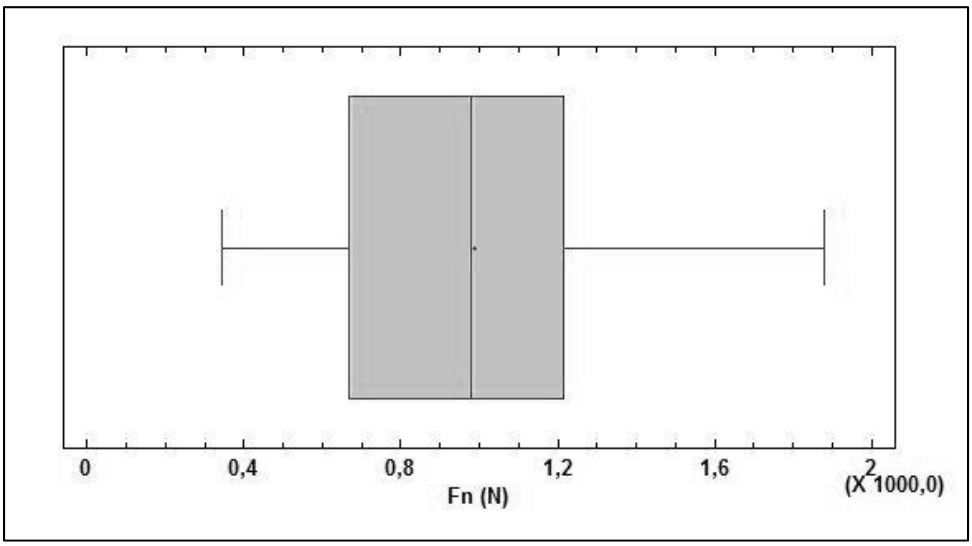


Figure 3.11 Diagramme boîte à moustache de la force normale – Fn

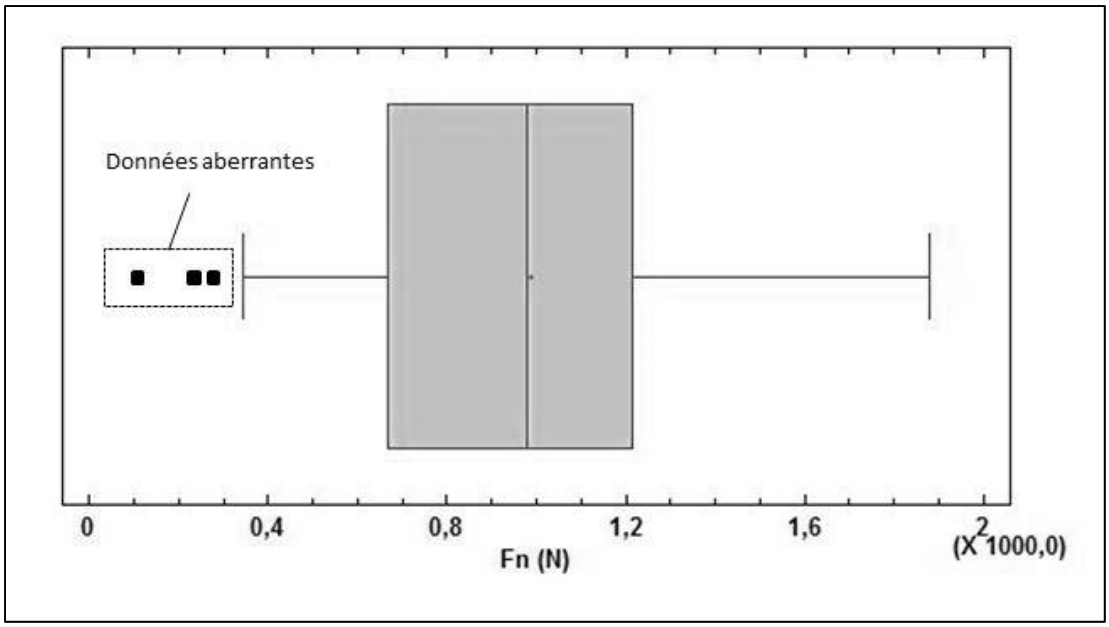


Figure 3.12 Diagramme boîte à moustache théorique avec données aberrantes

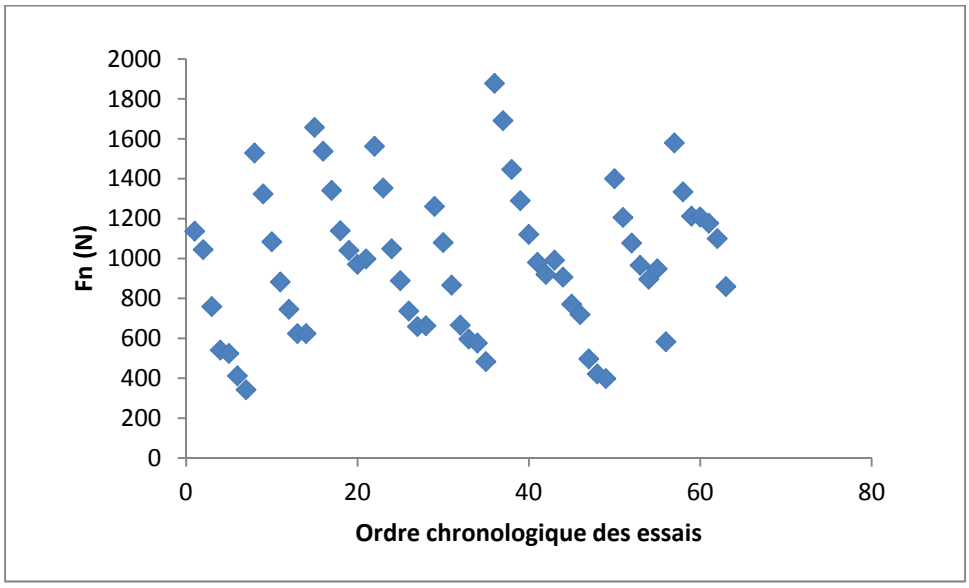


Figure 3.13 Diagramme temporel de la force normale Fn

Ces figures ne permettent pas d'identifier de donnée aberrante et la figure 3.13 ne permet pas non plus d'identifier une possible influence de l'usure de l'outil qui aurait été visible sur le diagramme temporel.

Remarque : Ces deux méthodes d'identification des données aberrantes sont des études à 1 dimension, il est possible que des données aberrantes n'aient pas été détectés avec ces méthodes. Cependant, l'analyse des résidus après l'obtention d'un modèle théorique permettra de vérifier l'absence de données aberrantes.

Une seconde étape de l'analyse consiste à regarder l'allure générale des courbes pour identifier les possibles tendances et corrélations.

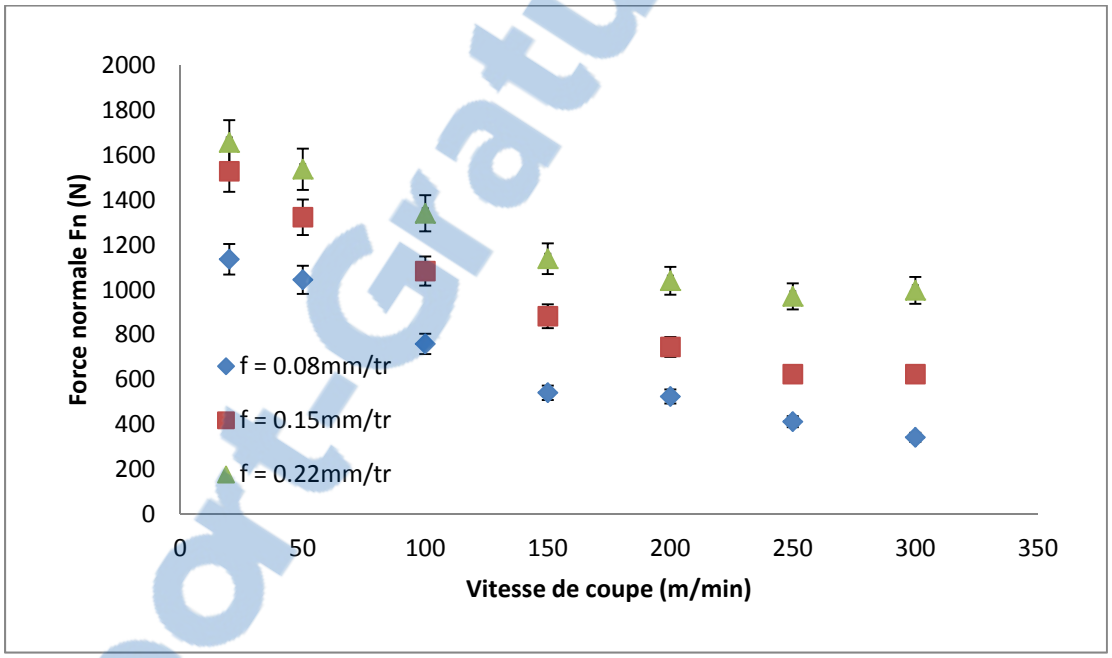


Figure 3.14 Influence des conditions de coupe sur la force normale Fn - H01

Rapport-Gratuit.com

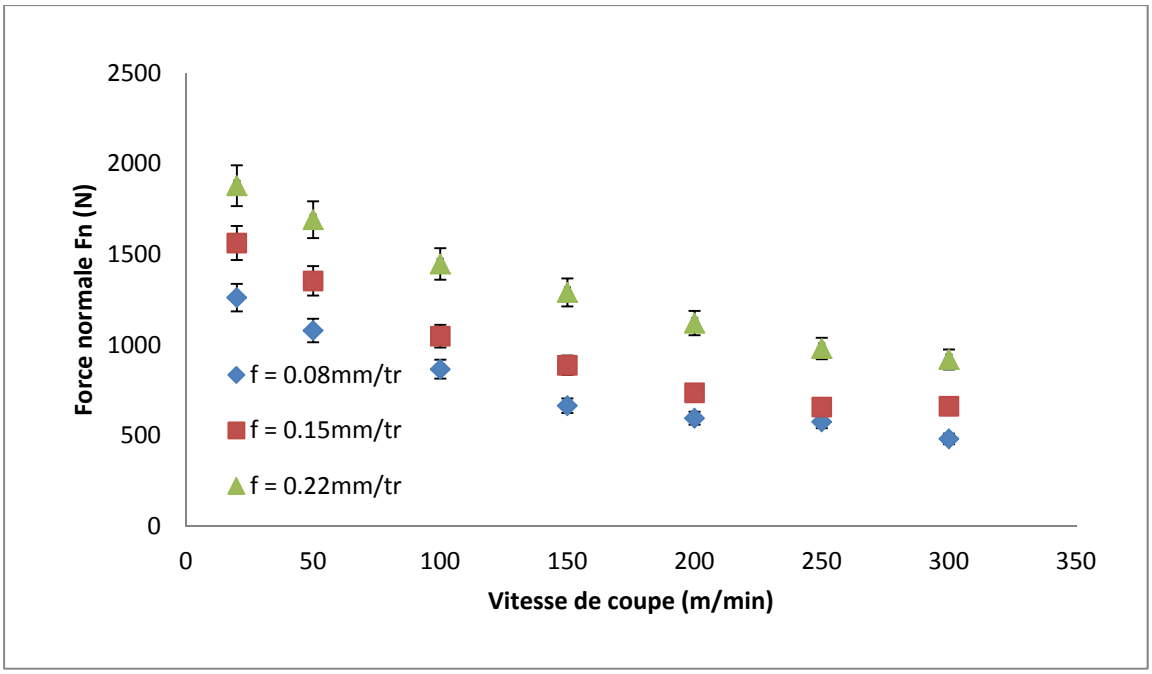


Figure 3.15 Influence des conditions de coupe sur la force normale Fn – OS100

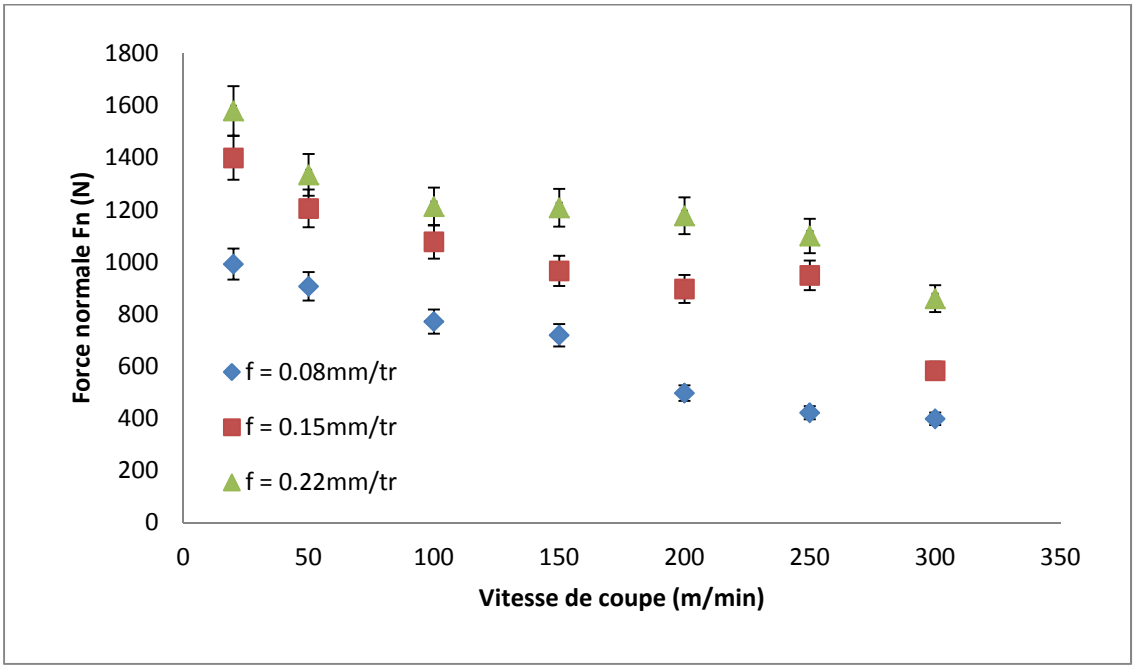


Figure 3.16 Influence des conditions de coupe sur la force normale Fn - OS250

Une augmentation de la vitesse de coupe entraine une diminution de la force normale, et une augmentation de l'avance augmente quant à elle la force normale. Cependant, l'état métallurgique du matériau ne semble pas influencer significativement la valeur de la force normale et l'allure des courbes semble identique sur les trois figures. Il semble envisageable de modéliser la force normale par un polynôme du 2ème degré basé sur la vitesse d'avance et la vitesse de coupe.

Une analyse statistique des données avec le logiciel *Statgraphics* permet d'obtenir un modèle théorique de l'influence des paramètres de coupe et de la ductilité sur la force normale.

Pour cela, il est nécessaire de coder les variables d'entrée avant l'analyse statistique. Les données seront codées entre 0 et 1 comme présenté à la figure 3.17 :

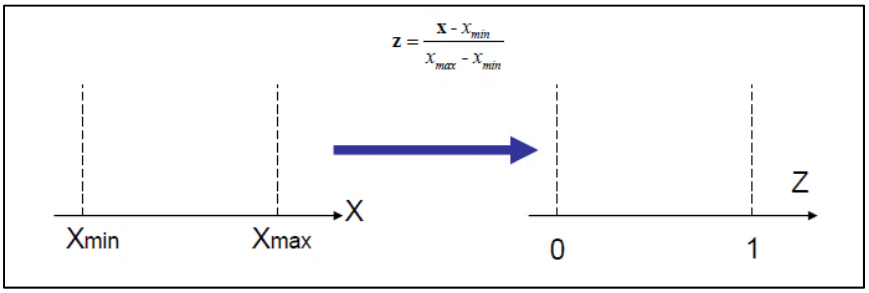


Figure 3.17 Codage des variables d'entrée

La fonction «plan d'expérience» du logiciel permet d'optimiser le modèle théorique à l'aide d'une analyse ANOVA.

Remarque : Une analyse ANOVA permet de voir l'influence des termes du premier et du second degré des variables d'entrée sur la variable de sortie.

Le diagramme de Pareto permet de visualiser graphiquement l'influence des variables d'entrées sur la variable de sortie :

Rapport-gratuit.com
LE NUMERO 1 MONDIAL DU MÉMOIRES

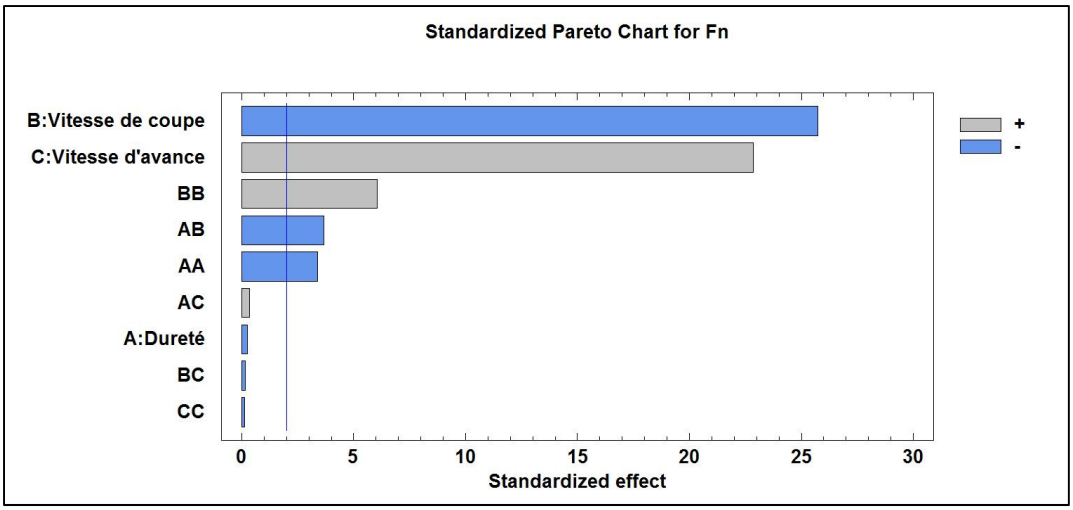


Figure 3.18 Diagramme de Pareto complet pour Fn

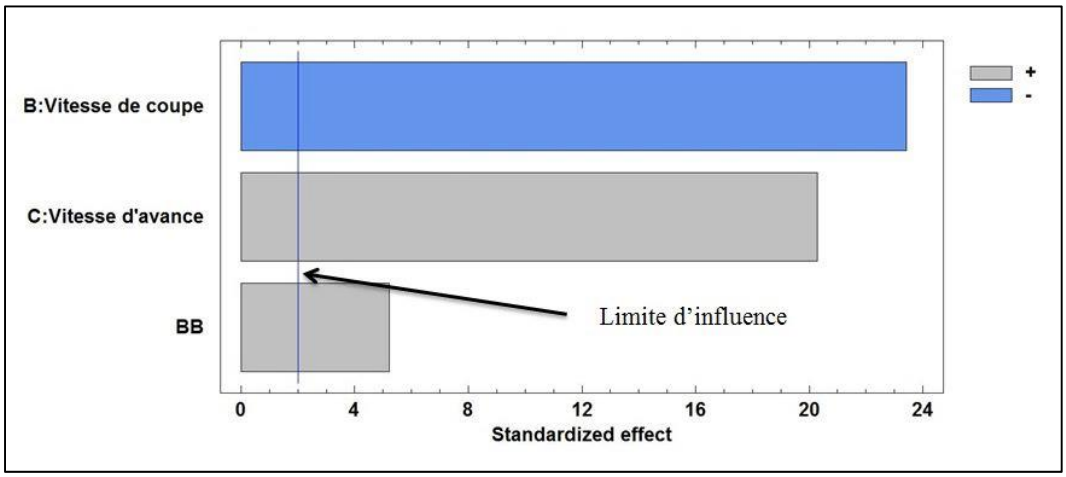


Figure 3.19 Diagramme de Pareto après sélection
des variables significatives de Fn

Le diagramme de Pareto présenté à la figure 3.19 est obtenu après sélection des variables d'entrée significatives (supérieures à la limite d'influence) et ayant un sens physique. Par exemple, le produit de la dureté par la vitesse de coupe ne peut pas être une variable d'entrée à considérer.

Le tableau 3.8 présente les grandeurs caractéristiques de l'analyse ANOVA :

Tableau 3.8 Bilan ANOVA pour la force normale Fn

Grandeurs caractéristiques	Valeurs
R^2	94,45%
R^2 ajusté	94,16%
Test de Durbin-Watson	0,95
Autocorrélation des résidus d'ordre 1	0,52

$$Fn = 1151.65 - 1351.59 * Vc + 547.048 * f + 597.918 * Vc^2 \quad (3.1)$$

Pour affiner la validation du modèle trouvé, une analyse des résidus est effectuée. Ceci consiste à faire une analyse à une variable sous *Statgraphics* de ε_{Fn}

$$\varepsilon_{Fn} = Fn^{exp} - Fn^{th} \quad (3.2)$$

Cette analyse se base sur deux théories : la droite de Henry (*Voir figure 3.20*) et le test de χ^2 qui testent si ε_{Fn} suit une loi normale de moyenne nulle (*Voir tableau 3.9*). Les histogrammes décrivent la distribution des résidus et permettent une vérification visuelle (*Voir figure 3.21*).

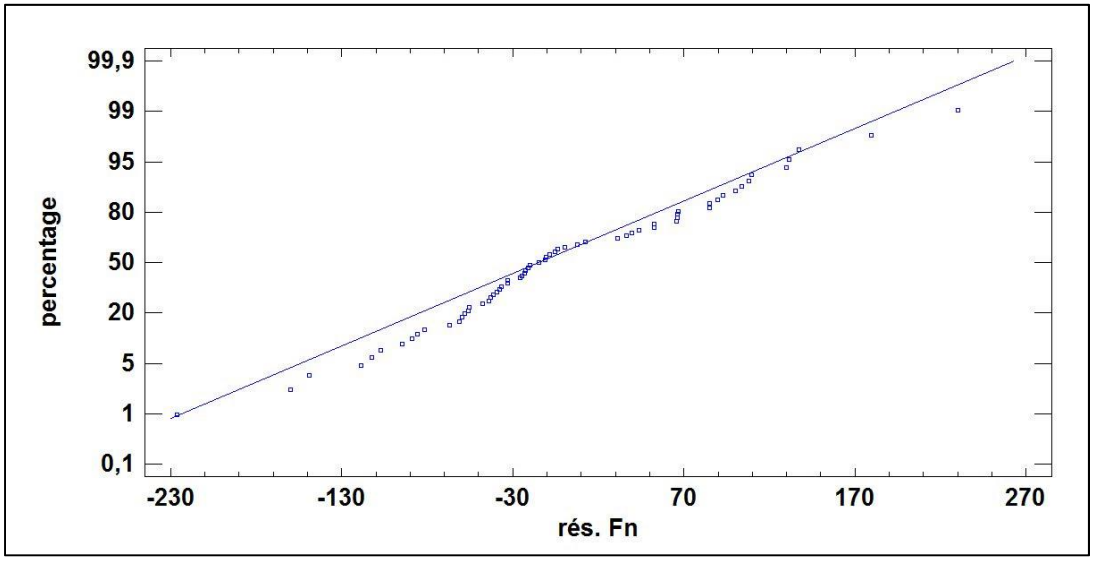


Figure 3.20 Droite de Henry de l'analyse des résidus pour la force normale Fn

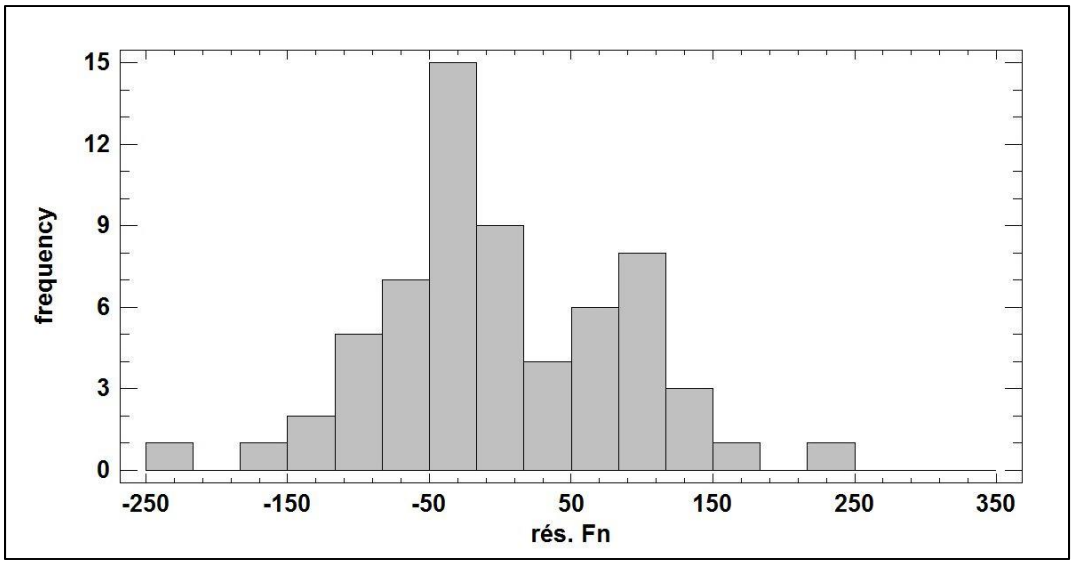


Figure 3.21 Histogramme des résidus pour la force normale Fn

L'analyse des résidus ne permet pas l'identification de données aberrantes, les résidus ne semblent pas autocorrélés, et suivent une loi normale de moyenne nulle. Le modèle théorique de l'équation 3.1 ne peut donc pas être rejeté.

Tableau 3.9 Bilan analyse des résidus de la force normale Fn

Moyenne	-0,0051452
Test de χ^2	on ne peut rejeter l'hypothèse (ε suit une loi normale de moyenne nulle) à un niveau de confiance de 95%

Le modèle additif de l'équation 3.1 est donc accepté, cependant, avec la même méthode, un modèle multiplicatif peut aussi être obtenu :

Tableau 3.10 Bilan de l'ANOVA

Grandeurs caractéristiques	**Valeurs**
R^2	88.77%
R^2 ajusté	88.39%
Test de Durbin-Watson	0,847
Autocorrélation des résidus d'ordre 1	0,575

$$Fn = 3.05\,\frac{f^{0.265}}{Vc^{0.36}} \tag{3.3}$$

Le modèle multiplicatif est plus logique physiquement, mais son coefficient de détermination est moins bon que le modèle additif de l'équation 3.1, il n'est donc pas recommandé pour la prédiction des efforts dans les conditions étudiés dans cette étude.

3.4.3 Analyse du moment selon z

Une première observation de l'influence des paramètres de coupe et de la ductilité sur le moment Mz peut être faite à partir des figures 3.22, 3.23 et 3.24 :

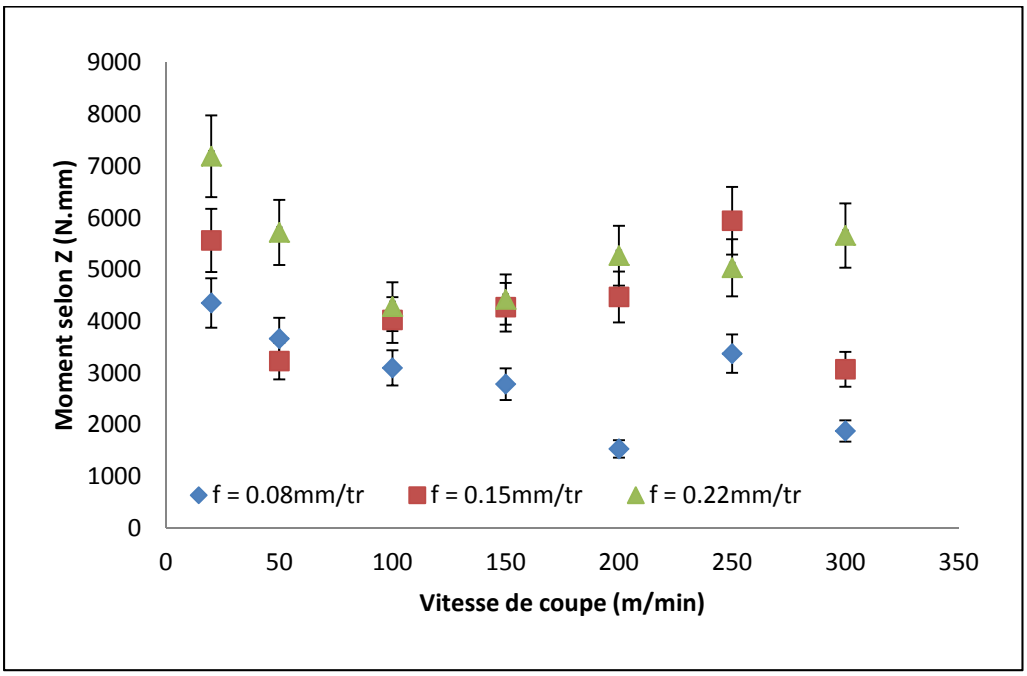


Figure 3.22 Influence des conditions de coupe sur le moment Mz - H01

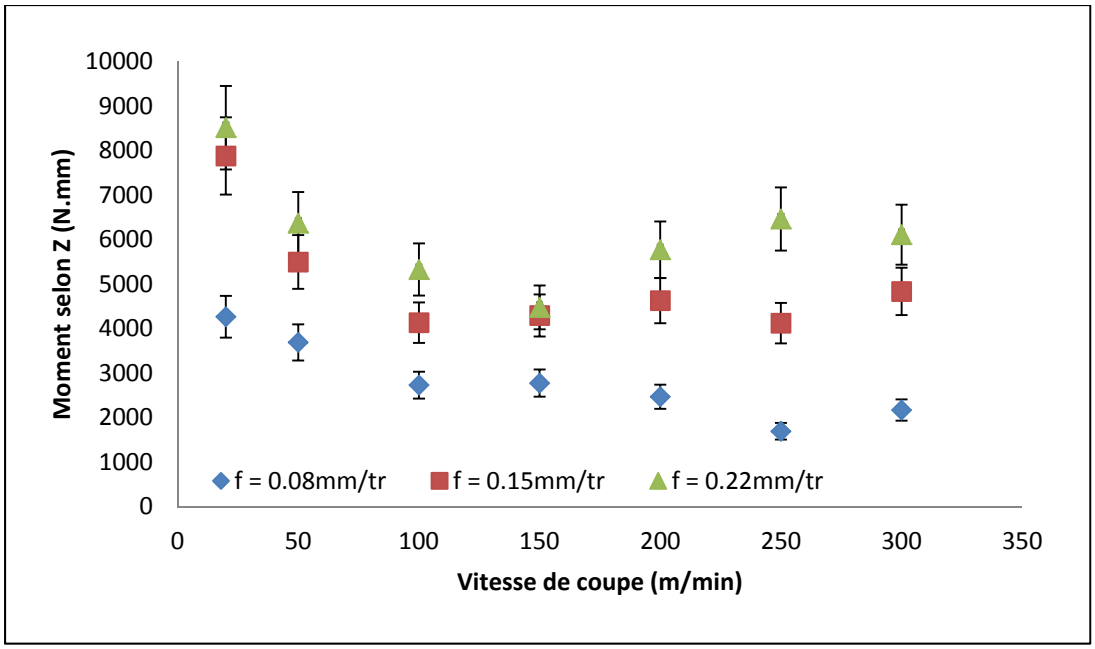


Figure 3.23 Influence des conditions de coupe sur le moment Mz - OS100

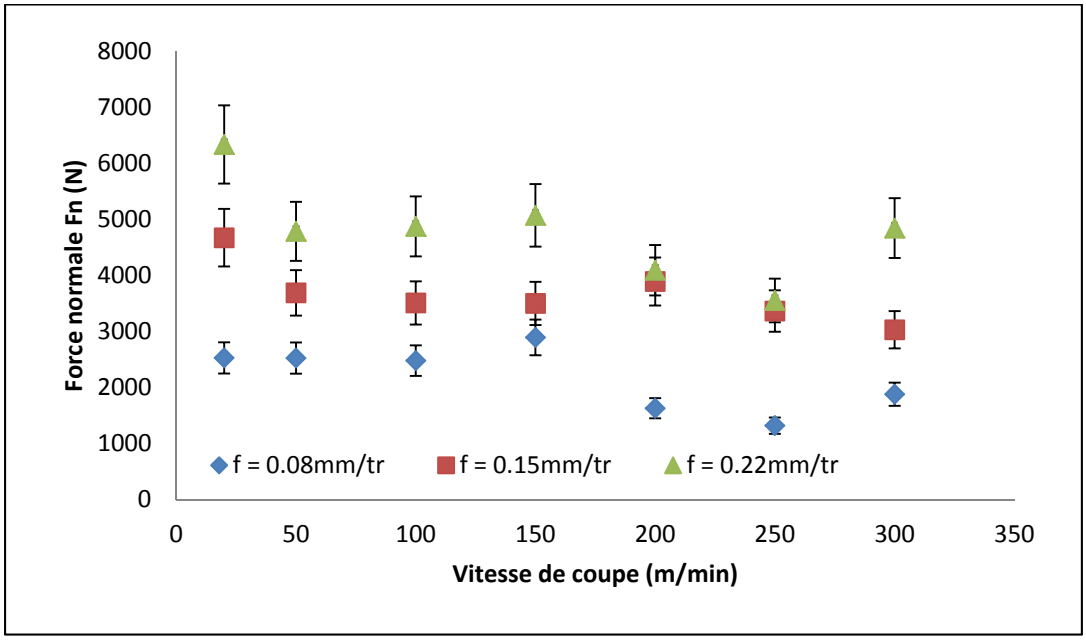


Figure 3.24 Influence des conditions de coupe sur le moment Mz - OS250

L'analyse de ces figures semble indiquer qu'une augmentation de la vitesse de coupe entraine une diminution du moment Mz, et qu'une augmentation de l'avance augmente le moment Mz. La ductilité ne semble pas avoir d'influence significative et l'allure des courbes semble identique. Les observations effectuées sur la force normale Fn semble donc être identique aux observations effectuées pour le moment Mz. Cependant, les incertitudes de mesure sur le moment Mz sont plus importantes que les incertitudes liées à la force normale, ce qui implique une disparité importante des résultats. Les dispersions des valeurs de Mz de part et d'autre de la tendance observée sont aléatoires, ce qui confirme la plus grande incertitude des résultats de Mz par rapport à Fz, lié à la position des capteurs.

Une analyse ANOVA permet d'extraire un diagramme Pareto dont les résultats sont présentés à la figure 3.25 :

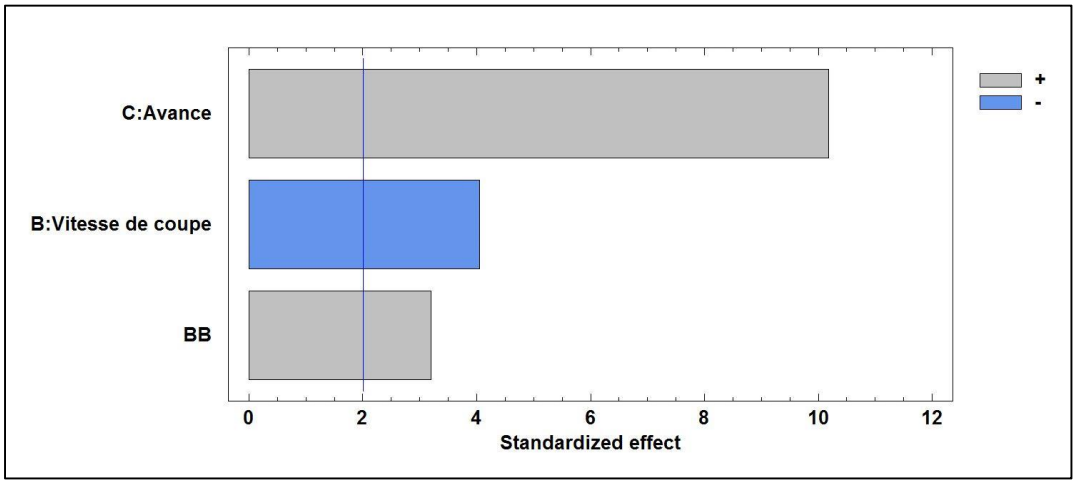


Figure 3.25 Diagrammes de Pareto du moment Mz

L'analyse du diagramme de Pareto confirme que l'avance et la vitesse de coupe sont les paramètres les plus influents. La grande disparité des résultats ne permet pas de mettre en place une corrélation significative entre les paramètres de coupe et le moment Mz.

3.4.4 Conclusions sur l'analyse des efforts de coupe

L'analyse de l'influence des paramètres de coupe et des propriétés mécaniques sur les efforts de coupe a permis de montrer que les paramètres de coupe sont les seuls facteurs qui influencent les efforts de coupe.

Une augmentation de la vitesse de coupe entraine une baisse de la force normale Fn et du moment Mz. Ces conclusions sont validées par les études de Hastings, Mathew et Oxley (1980). L'augmentation de la vitesse de coupe entraine une diminution de l'épaisseur du copeau et de sa longueur, cette modification du phénomène de formation du copeau est le résultat de la diminution de la contrainte de cisaillement du copeau à cause de l'augmentation de la température à l'interface outil-copeau. Une plus grande proportion de la température est également évacuée par le copeau.
Une augmentation de la vitesse d'avance entraine une augmentation des efforts de coupe. Cette relation a été prouvée par Shaw (1985) et Masounave, Jallais et Welter (2007) dans le stade I qui correspond à des vitesses basses où la vitesse de coupe n'a pas d'influence sur les efforts de coupe. Cette relation se vérifie encore dans le stade 2 pour des vitesses allant jusqu'à 300m/min.

Les observations effectuées sur la force normale Fn sont identique aux observations sur le moment Mz. Le rapport de Fn sur Mz est donc une constante. Le modèle théorique développé pour la force normale peut donc être appliqué pour prédire le moment.

En revanche, la ductilité n'influence pas significativement les efforts de coupe. Cette similitude dans les efforts obtenue sur les trois états métallurgiques prouve que la formation du copeau reste identique avec l'augmentation de la taille des grains et la modification des propriétés mécaniques du laiton. La formation des copeaux dépend donc de la matrice du matériau, et de la présence de précipités, comme les études de Kouam et al. (2013) l'ont montré sur l'aluminium.

Les recommandations pour limiter les efforts de coupe en perçage à sec du laiton C26000 sont donc d'usiner à grande vitesse de coupe et faible avance. De plus, le choix d'usiner avec une faible avance ne dégrade pas énormément la productivité. En revanche, aucune recommandation sur le choix de l'état métallurgique du matériau ne peut être faite suite à l'analyse des efforts de coupe.

3.5 Influence des conditions de coupe et de la ductilité sur la rugosité

Les données de rugosité obtenues après les essais de perçage sont regroupées à l'annexe II.

L'influence des paramètres de coupe et de la ductilité sur la rugosité Ra peut être déterminée à partir des figures 3.26, 3.27 et 3.28, et du diagramme de Pareto extrait de l'analyse ANOVA (*Voir figure 3.29*).

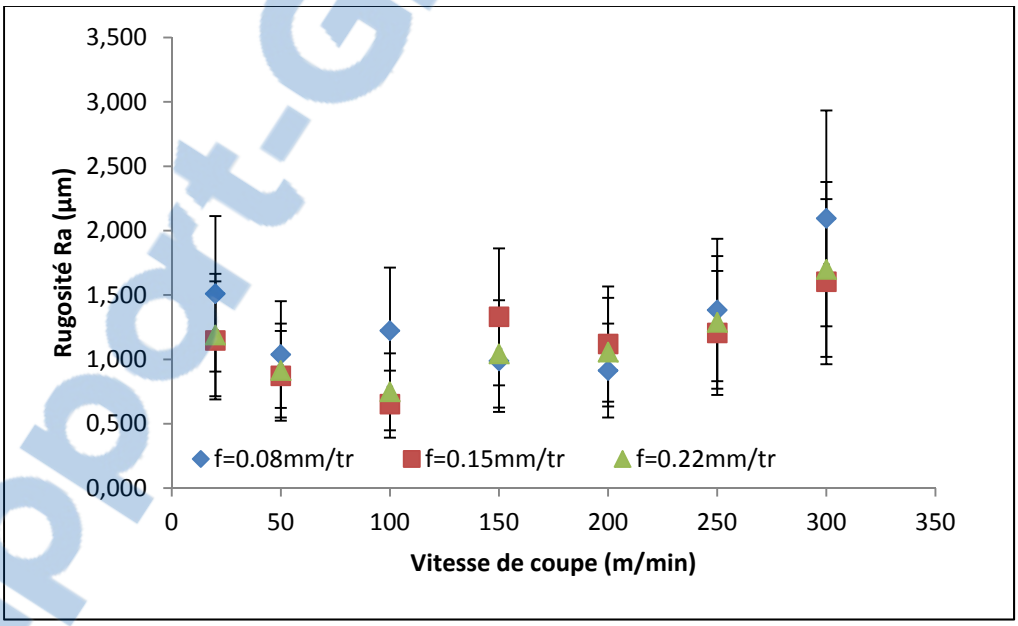


Figure 3.26 Influence des conditions de coupe sur la rugosité Ra - H01

Rapport-Gratuit.com

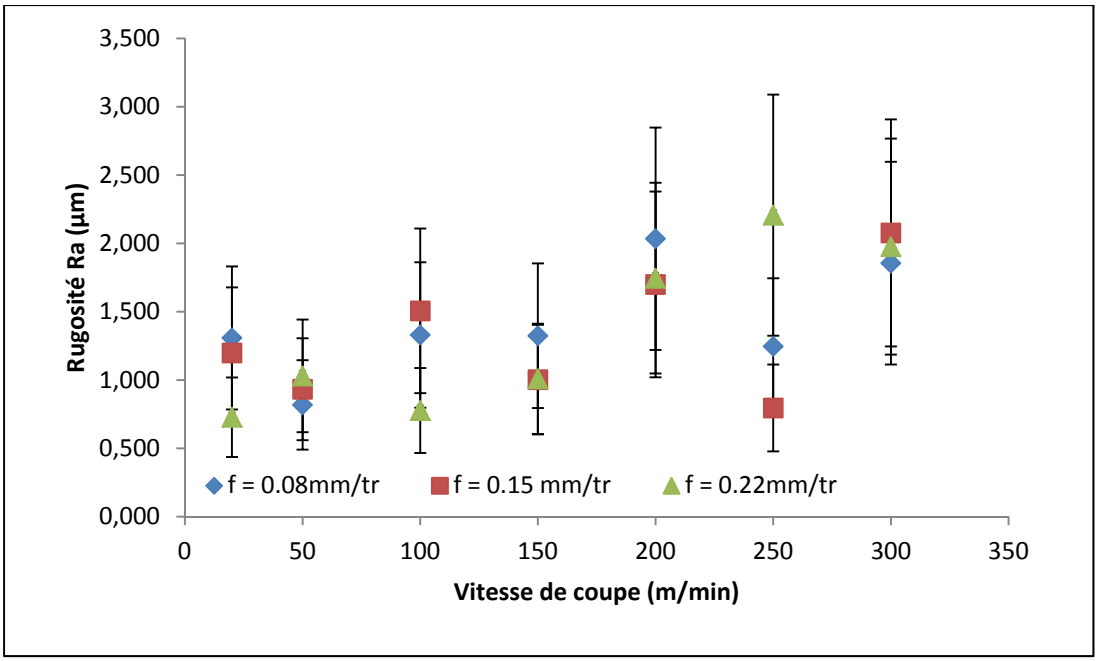


Figure 3.27 Influence des conditions de coupe sur la rugosité Ra - OS100

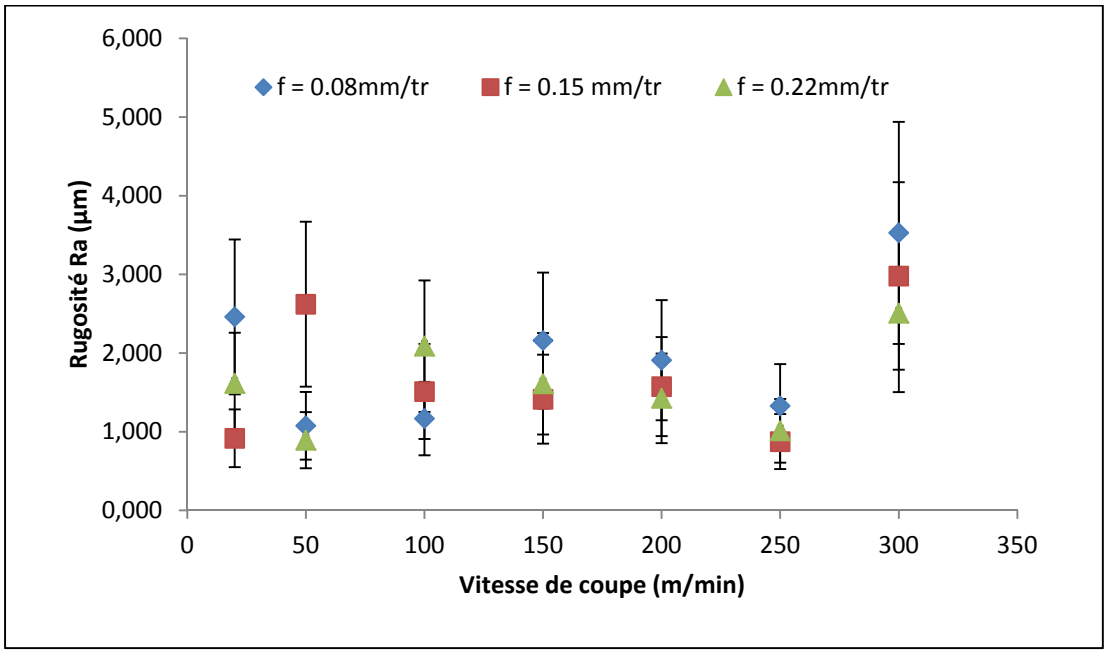


Figure 3.28 Influence des conditions de coupe sur la rugosité Ra - OS250

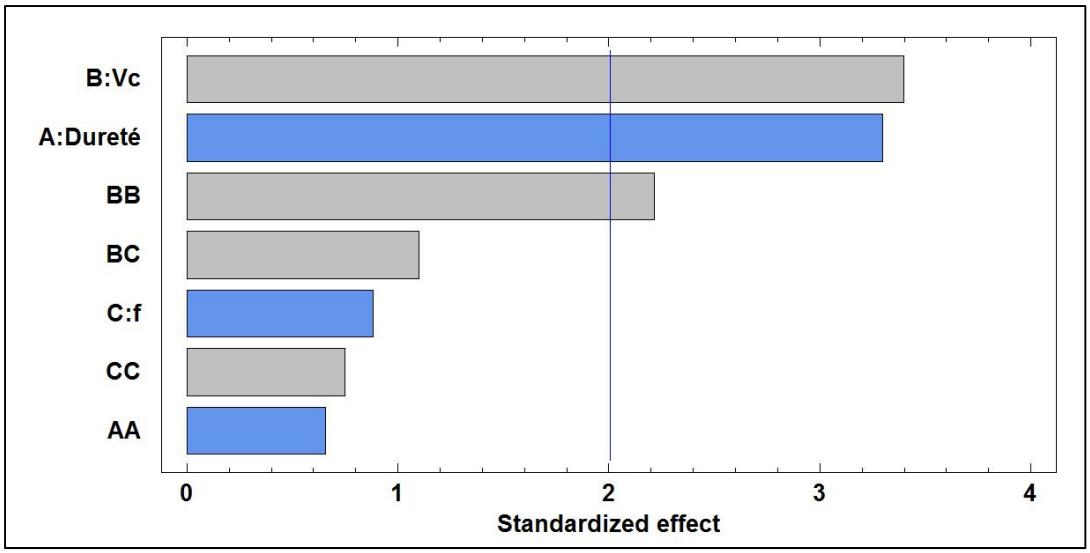


Figure 3.29 Diagramme de Pareto pour la rugosité Ra

L'analyse de ces figures ne montre pas de paramètres beaucoup plus influents que les autres, et la disparité des résultats est beaucoup trop importante pour pouvoir identifier une quelconque influence. La rugosité Ra des trous usinés est en effet comprise entre 0.7µm et 3.5µm.

Les très grandes incertitudes de mesures liées aux mesures de rugosité sont le résultat d'une dégradation de la surface usiné par l'évacuation du copeau lors de la coupe.

Cette dégradation de la surface est visible à l'œil sur la surface des trous et sur l'observation des profils de rugosité (*Voir figure 3.30*). Les surfaces des trous usinés à grandes vitesses de coupe semblent également ne plus présenter de rainures issues de l'usinage et semblent avoir été fondues (*Voir figure 3.31 et 3.32*). Cet état de surface est le signe d'une forte élévation de température lors de l'usinage. Cette forte température à grandes vitesses de coupe confirme les conclusions de Hastings, Mathew et Oxley (1980) pour qui l'augmentation de la température implique une baisse des efforts de coupe.

Rapport-gratuit.com
LE NUMERO 1 MONDIAL DU MÉMOIRES

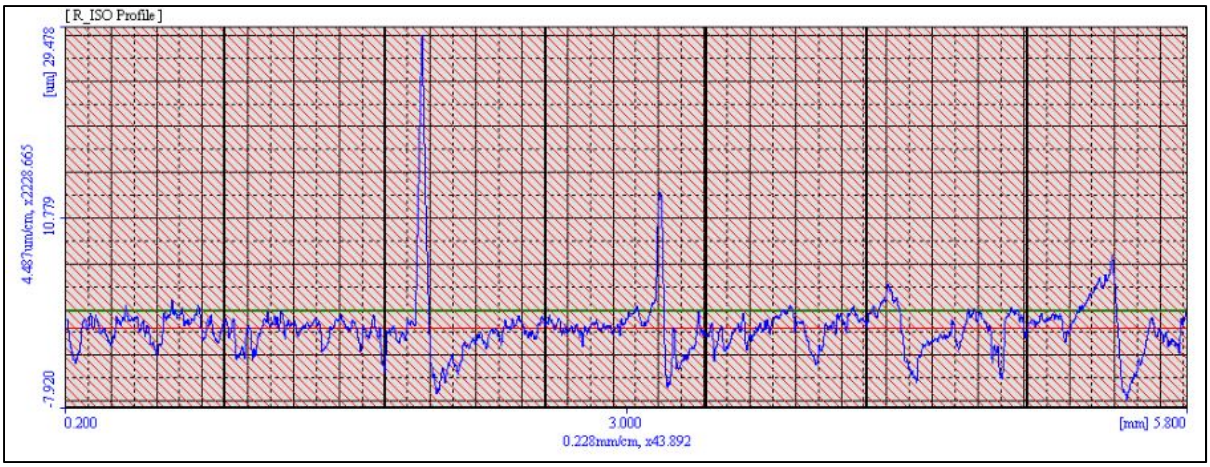


Figure 3.30 Profil de rugosité - H01 ; Vc=150m/min ; f=0.15mm/tr

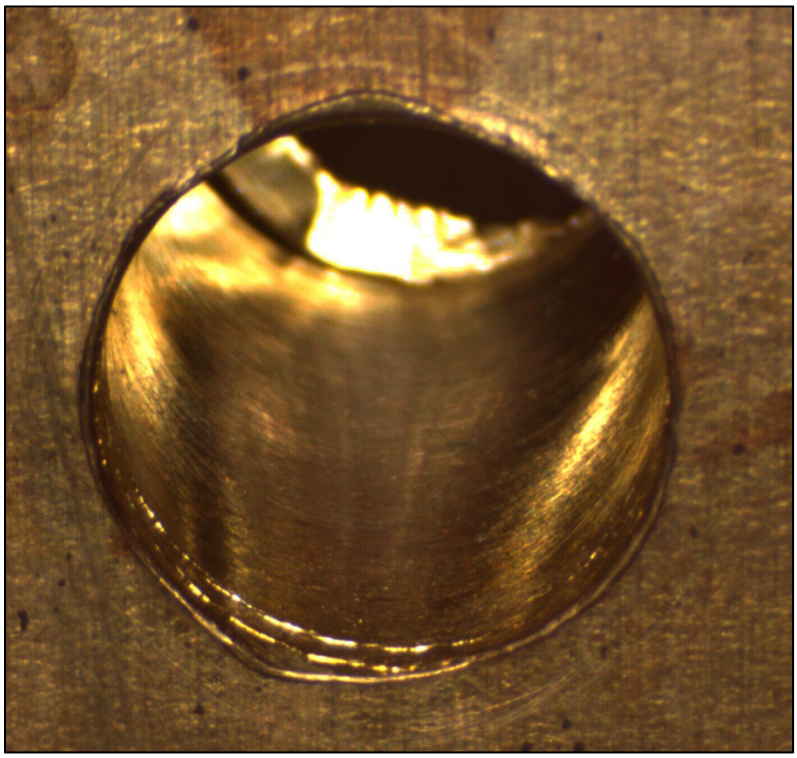


Figure 3.31 État de surface normal après usinage
(OS100 ; Vc=20m/min ; f=0.15mm/tr)

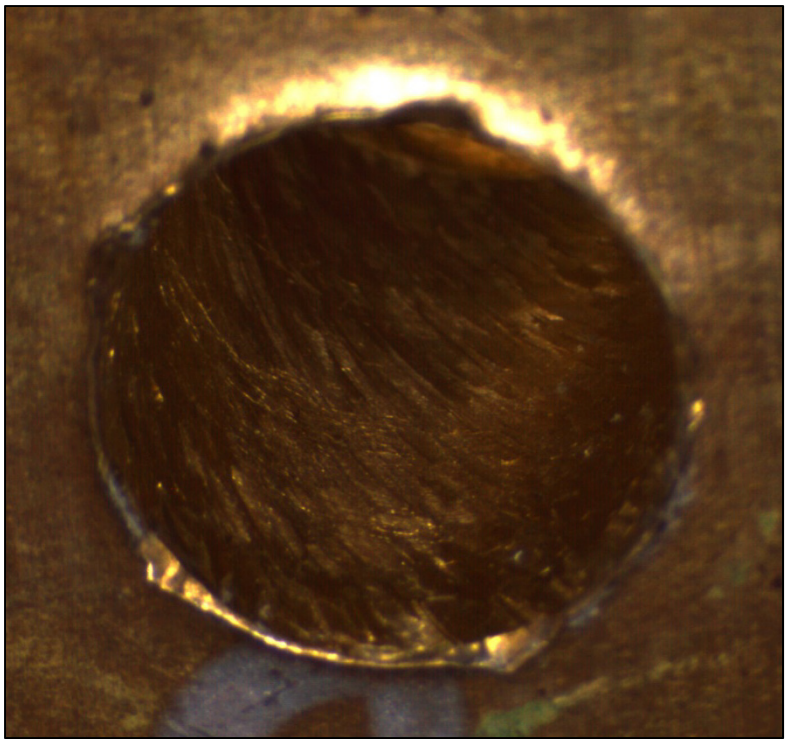


Figure 3.32 État de surface fondu
(OS100 ; Vc=300m/min ; f=0.15mm/tr)

Pour rappel, les travaux issus de la littérature, comme récemment ceux de Zedan et al. (2013) ont prouvé que la rugosité est plus faible à faible avance et grandes vitesses de coupe. Ces lois ne peuvent pas être confirmé ni infirmé par les résultats de cette étude.

3.6 Influence des conditions de coupe et de la ductilité sur la formation des bavures

Les données sur les bavures obtenues après les essais de perçage sont regroupées à l'annexe III.

L'influence des paramètres de coupe et de la ductilité sur la hauteur maximale des bavures peut être déterminée à partir des figures 3.33, 3.34 et 3.35.

Pour rappel, les bavures de type A sont des bavures faibles ou inexistantes, les bavures de type B sont des bavures chapeau et les bavures de type C sont de grandes bavures déchirés (*Voir tableau 2.11*).

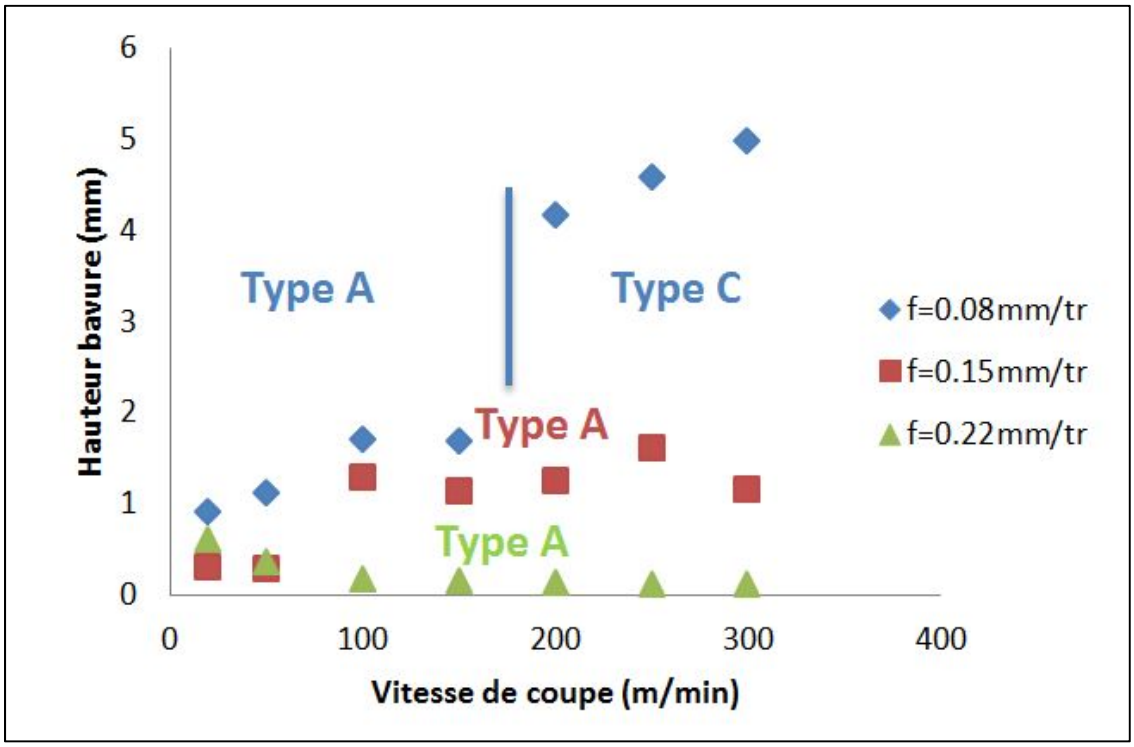


Figure 3.33 Influence des conditions de coupe sur la hauteur des bavures - H01

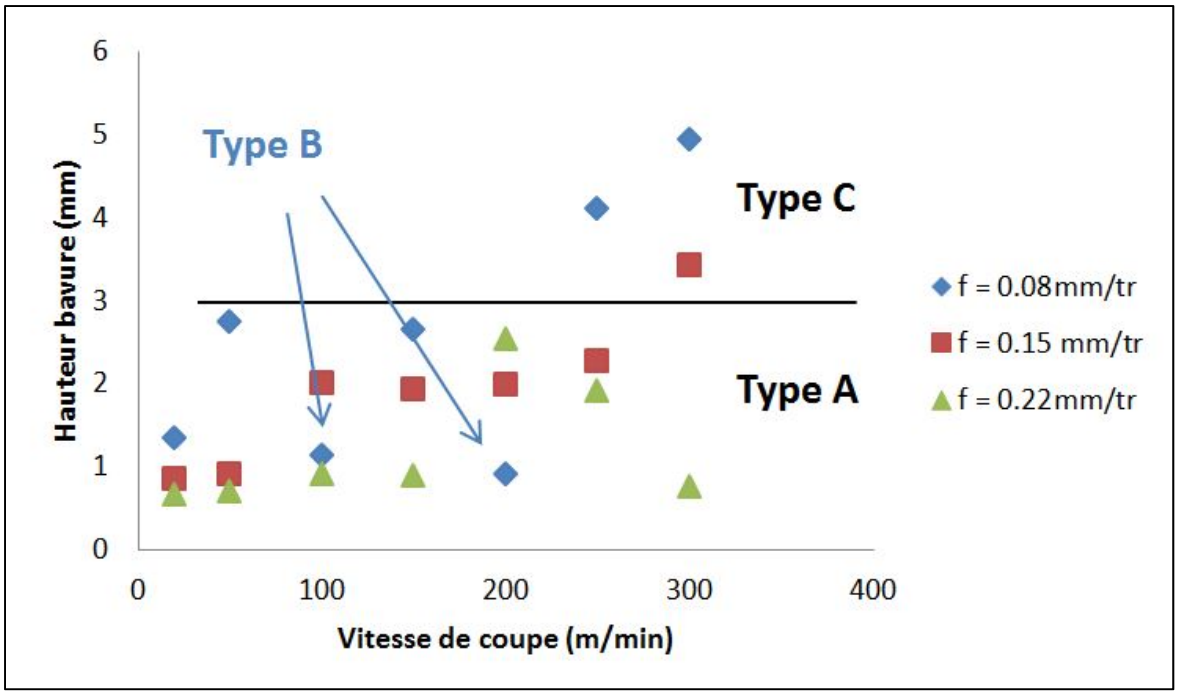


Figure 3.34 Influence des conditions de coupe sur la hauteur des bavures - OS100

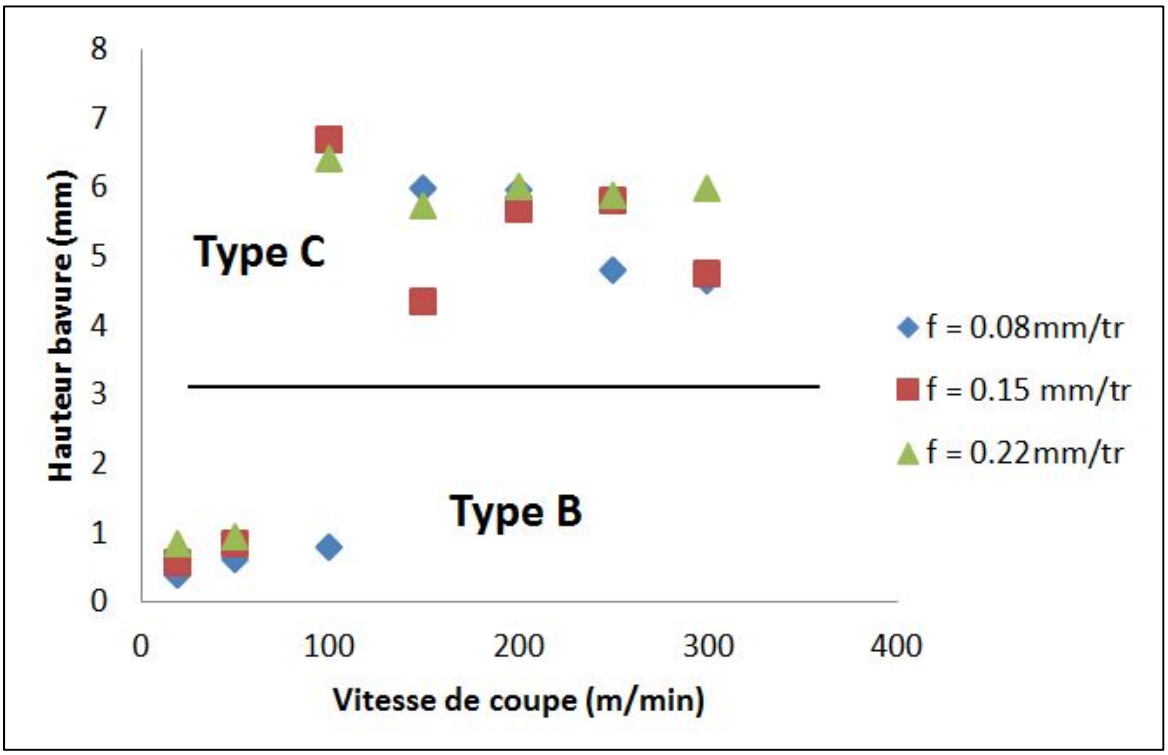


Figure 3.35 Influence des conditions de coupe sur la hauteur des bavures - OS250

Remarque : La hauteur maximal des bavures de type B ne peut pas être mesuré à cause du chapeau, c'est donc la hauteur maxi sous chapeau qui est mesuré. La hauteur des bavures de type B est donc parfois plus faible que les bavures de type A, alors que leurs ébavurages est plus complexe.

A la lecture de ces figures, il semble que les grandes vitesses de coupe impliquent des grandes bavures de type C alors que les basses vitesses de coupe présentent des petites bavures de type A ou B. Une augmentation de la vitesse de coupe entraine un changement de type de bavures entre le type A et le type C. Les bavures de type B semble apparaitre aléatoirement près de la zone de changement de type.

Une augmentation de la vitesse d'avance semble quant à elle diminuer la taille des bavures. Cette affirmation est visible pour les états métallurgiques H01 et OS100, mais pas pour l'état métallurgique OS250 où la taille des bavures de type C a alors atteint sa taille maximum, qui correspond à la moitié du diamètre du trou usiné. Ces résultats permettent de confirmer les conclusions de l'étude de Segonds et al. (2013) sur l'influence de l'avance sur la formation des bavures pour les matériaux ductiles. Ces résultats permettent aussi de valider les résultats de Lauderbaugh (2009) et Pande et Relekar (1986).

La ductilité du matériau semble aussi être un facteur influent sur la taille des bavures. Une augmentation de la ductilité entraine des bavures plus grandes et accélère l'apparition de bavures de type B ou C à la place des bavures de type A ou B. En effet les bavures de type C apparaissent à partir de Vc=200m/min pour le laiton avec une plus faible ductilité (H01 et OS100), mais les bavures de type C apparaissent dès Vc=100m/min pour le laiton très ductile (OS250). Cette influence de la ductilité peut aussi être expliquée par les travaux de Segonds et al. (2013).

La stratégie à mettre en place pour obtenir des petites bavures de type A est donc de privilégier l'usinage de l'état métallurgique le plus dur avec une grande vitesse d'avance et une vitesse de coupe inférieur à la zone de changement de type.

La formation des bavures peut s'expliquer par une combinaison de trois facteurs, l'influence de la vitesse d'avance, de la température lors de l'usinage et la ductilité intrinsèque du matériau. Les deux derniers facteurs sont liés puisque la vitesse de coupe est le facteur le plus influent sur l'augmentation de la température lors de l'usinage et une forte température entraine une dégradation des propriétés mécaniques et une dézincification du laiton. Cette perte en zinc du matériau augmente la ductilité du matériau autour de la zone usinée et augmente donc la taille des bavures.

3.7 Influence des conditions de coupe et de la ductilité sur les copeaux

L'analyse des copeaux peut se décomposer en deux parties distinctes :

- La longueur et la forme des copeaux d'un point de vue macroscopique.
- La segmentation des copeaux d'un point de vue microscopique.

L'étude macroscopique permet de vérifier le niveau de fractionnement du copeau et son état. Ces informations permettent d'obtenir des informations au niveau de la température lors de l'usinage et de l'écoulement du copeau sur l'outil tandis que l'étude microscopique permet de comprendre les phénomènes de formation du copeau et permet de prédire la production de poussières d'usinage.

Les figures 3.36, 3.37, 3.38 et 3.39 présentent des clichés de copeaux obtenues à différents paramètres de coupe :

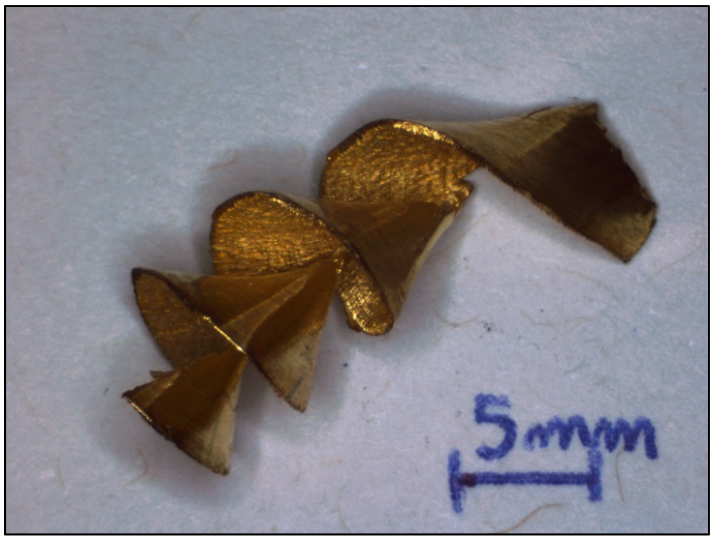


Figure 3.36 Copeau obtenu à
Vc=50m/min et f=0.22mm/tr -OS250

Figure 3.37 Copeau fondu obtenu à
Vc=150m/min et f=0.22mm/tr - OS250

Figure 3.38 Copeau fondu et dézincifié obtenu à
Vc=300m/min et f=0.22mm/tr - OS250

L'analyse de ces figures prouve qu'une augmentation de la vitesse de coupe favorise l'apparition de copeaux fondus, et la présence de copeaux fondus et dézincifiés à hautes vitesses de coupe prouve le fait que la température lors de l'usinage a été très importante. L'absence de copeaux dézincifiés mais non fondus permet d'affirmer que la dézincification est la preuve d'une température plus importante que la présence de copeaux seulement fondus.

Rapport-Gratuit.com

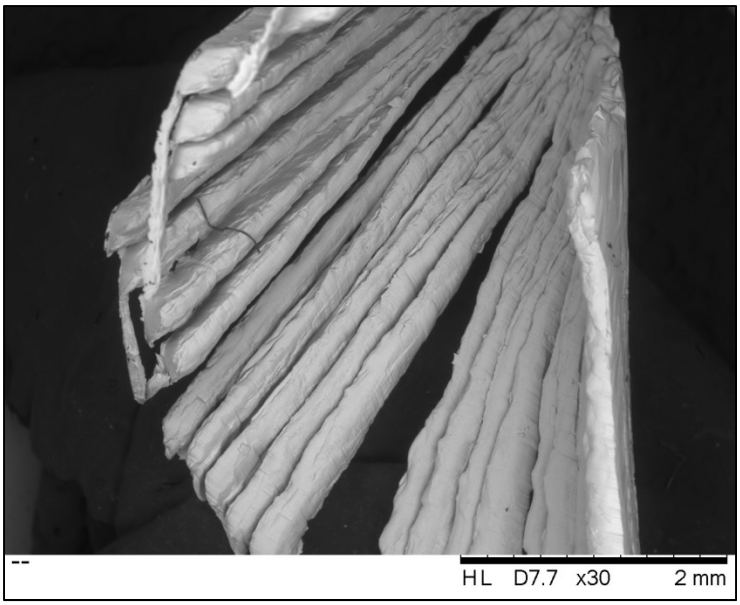


Figure 3.39 Fragmentation d'un copeau obtenu à
Vc=300m/min et f=0.08mm/tr - OS250

La fragmentation des copeaux avec l'augmentation de la vitesse de coupe indique une modification dans le mode de formation du copeau. Ces observations prouvent les théories et les conclusions obtenues sur l'influence de la température sur les efforts de coupe et la formation des bavures.

Un rappel peut être fait sur le fait que l'obtention de copeaux fragmentés est préférable pour l'industrie aux copeaux continus. Les copeaux continus peuvent s'enrouler autour du mandrin et provoquer des arrêts de production qu'il faut absolument éviter, ils peuvent en outre abimer les surfaces des pièces usinés et sont plus difficiles à gérer en termes d'évacuation et de recyclage. Les recommandations à faire pour la formation des copeaux optimums est donc de ne pas usiner à faibles vitesses de coupe.

L'influence des paramètres de coupe et de la ductilité sur la segmentation des copeaux peut être déterminée par les figures 3.40, 3.41 et 3.42 :

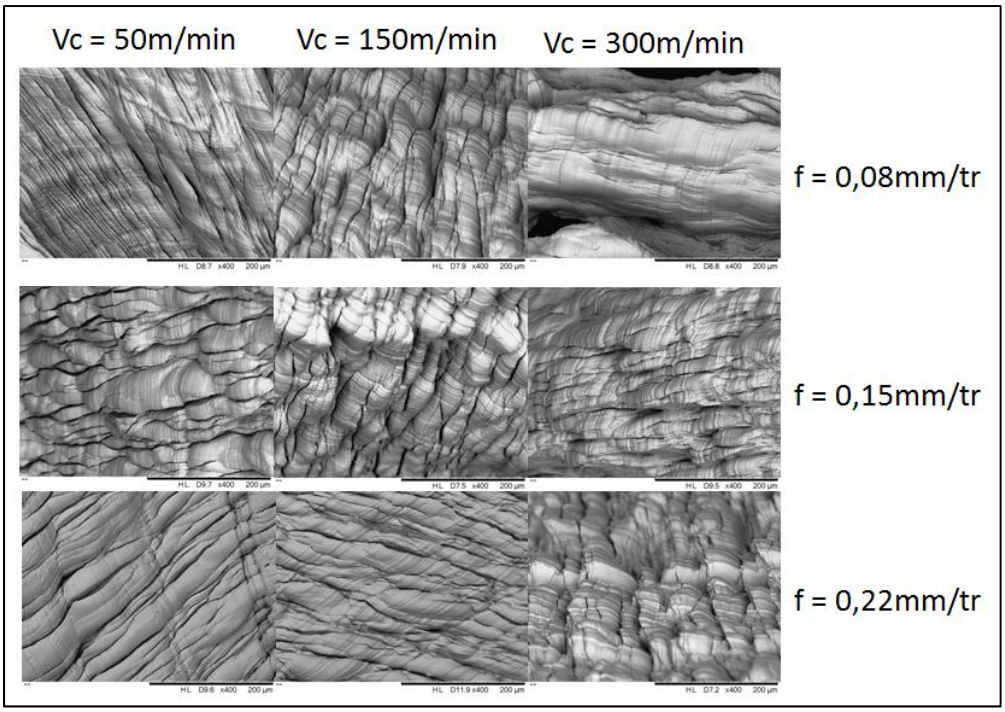


Figure 3.40 Segmentation des copeaux - H01 (x400)

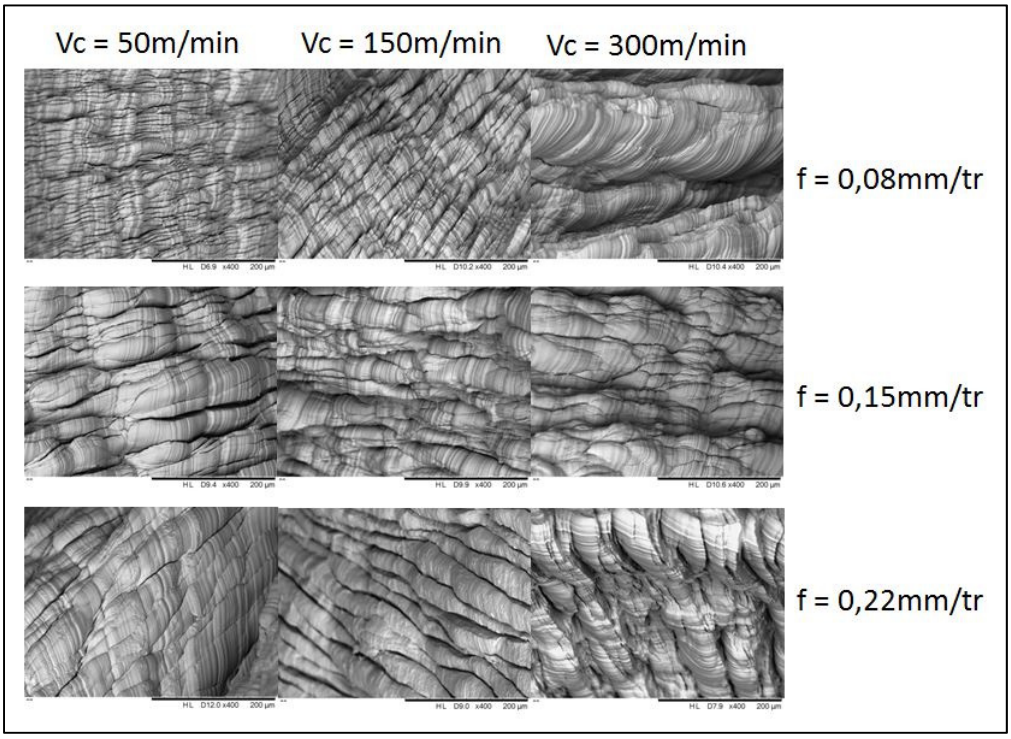


Figure 3.41 Segmentation des copeaux - OS100 (x400)

Rapport-gratuit.com
LE NUMERO 1 MONDIAL DU MÉMOIRES

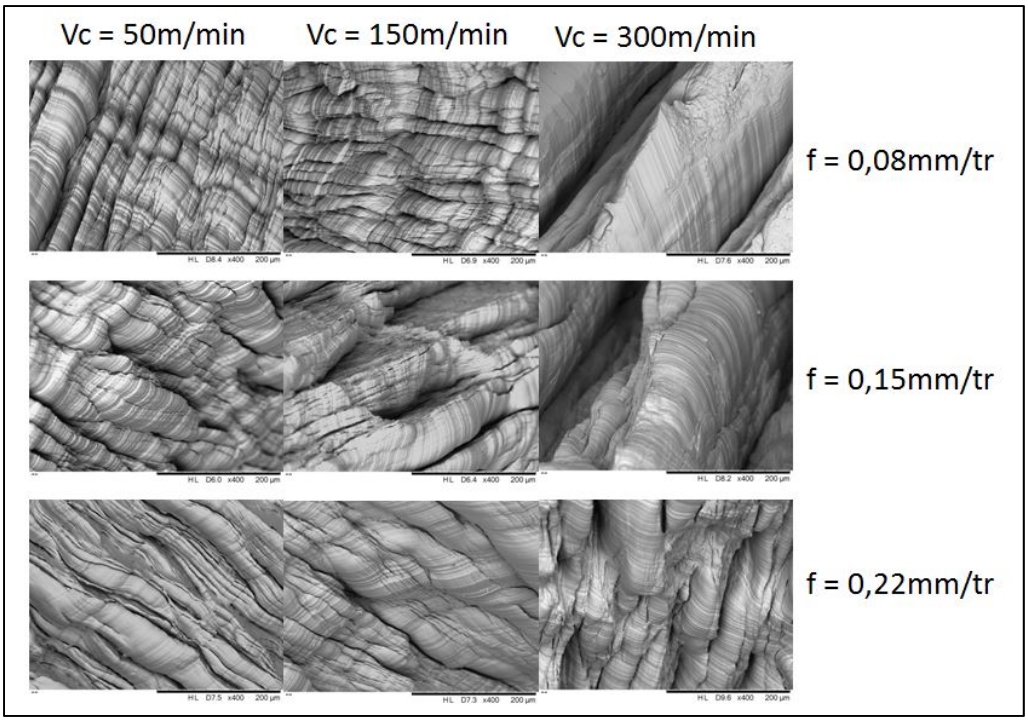


Figure 3.42 Segmentation des copeaux - OS250 (x400)

L'étude de Kremer et El Mansori (2009) permet de lier la segmentation des copeaux avec la production de poussières dans le cas du tournage d'un composite d'aluminium. Les travaux de Songmene et al. (2008) ont montré pour le laiton 70-30 que la concentration de poussières augmente avec la vitesse de coupe jusqu'à un maximum de 200 à 300m/min avant de diminuer par la suite et que la vitesse d'avance provoque une légère augmentation de la production de poussières. Les travaux de Songmene et al. (2008) et ceux de Kremer et El Mansori (2009) extrapolés à notre étude, montrent que la segmentation doit augmenter avec la vitesse de coupe et l'avance. Il a été également prouvé par Balout et al. (2007) que l'augmentation de la ductilité par variation de la température de la pièce avant usinage entraine une augmentation de la concentration de poussières.

Cependant, l'analyse des figures 3.40, 3.41 et 3.42 ne montrent pas d'augmentation significative de la segmentation avec la vitesse de coupe, ni d'augmentation de la segmentation avec la ductilité du matériau, cependant, la présence de copeaux fragmentés à hautes vitesses de coupe et donc possédant une segmentation plus faible peut expliquer la

chute de la production de poussières au-delà de Vc=250m/min. Concernant la vitesse de coupe, il semblerait qu'une augmentation de la vitesse d'avance diminue la fréquence de segmentation, alors que les expériences menés par Songmene et al. (2008) ont prouvé que les poussières augmentent avec l'avance. La majeure partie de la production de poussières doit donc venir d'une autre zone que celle étudié. La segmentation des copeaux ne semblent donc pas être un facteur permettant de prédire la production de poussières dans le cadre de notre étude.

CHAPITRE 4

INFLUENCE DU REVETEMENT, APPLICATION À UN OUTIL REVÊTU TIN

L'outil de coupe utilisé pour ces essais est un forêt HSS Ø 9.92mm revêtu avec une couche de TiN (*Voir figure 4.1*). Sa géométrie est identique à celle de l'outil HSS black oxyde utilisé dans l'étude générale.

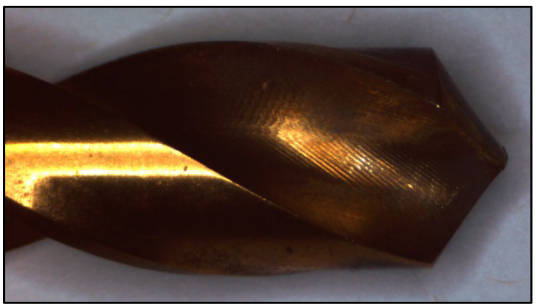


Figure 4.1 Outil HSS revêtu TiN

Le plan d'expérience pour ces essais est le suivant :

Tableau 4.1 Plan d'expérience (outil revêtu TiN)

État métallurgique	**Vitesse d'avance f (mm/tr)**	**Vitesse de coupe N (m/min)**
C260 ¼ Hard	0,08 ; 0,15 ; 0,22	100 ; 150 ; 200 ; 250 ; 300
C260 recuit 425°C/1h	0,08 ; 0,15 ; 0,22	100 ; 150 ; 200 ; 250 ; 300
C260 recuit 700°C/1h	0,08 ; 0,15 ; 0,22	100 ; 150 ; 200 ; 250 ; 300

4.1 Influence des conditions de coupe et de la ductilité sur les efforts de coupe

Les données des efforts de coupe obtenues durant les essais de perçage avec l'outil revêtu sont regroupées à l'annexe IV.

La première étape de l'analyse consiste encore à regarder l'allure générale des courbes pour identifier les possibles tendances et corrélations :

Les conclusions de l'étude générale sont vérifiées avec l'utilisation d'un autre outil, une augmentation de la vitesse de coupe entraine une diminution de la force normale, et une augmentation de l'avance augmente la force normale (*Voir figure 4.2 et 4.3*). L'état métallurgique n'est quant à lui toujours pas un facteur influent.

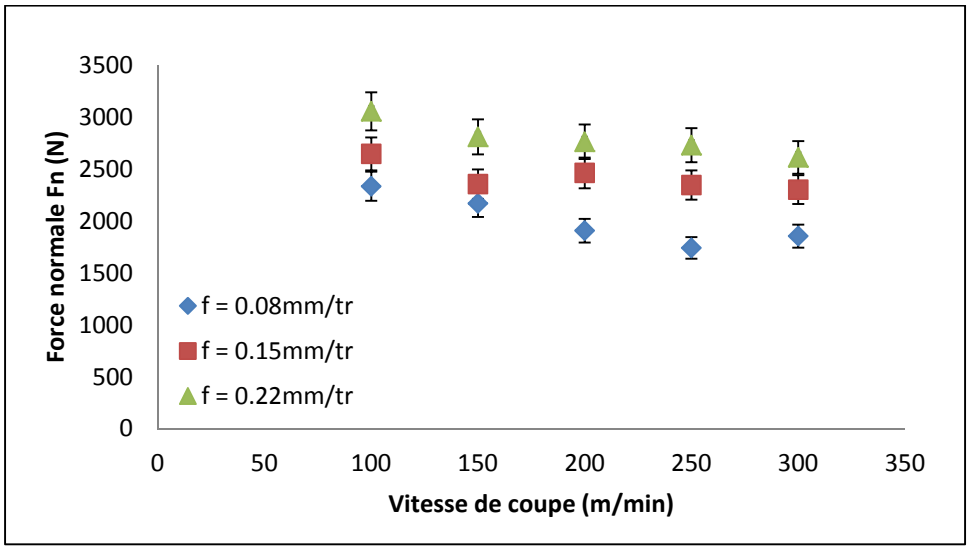


Figure 4.2 Force normale en fonction des conditions de coupe - H01

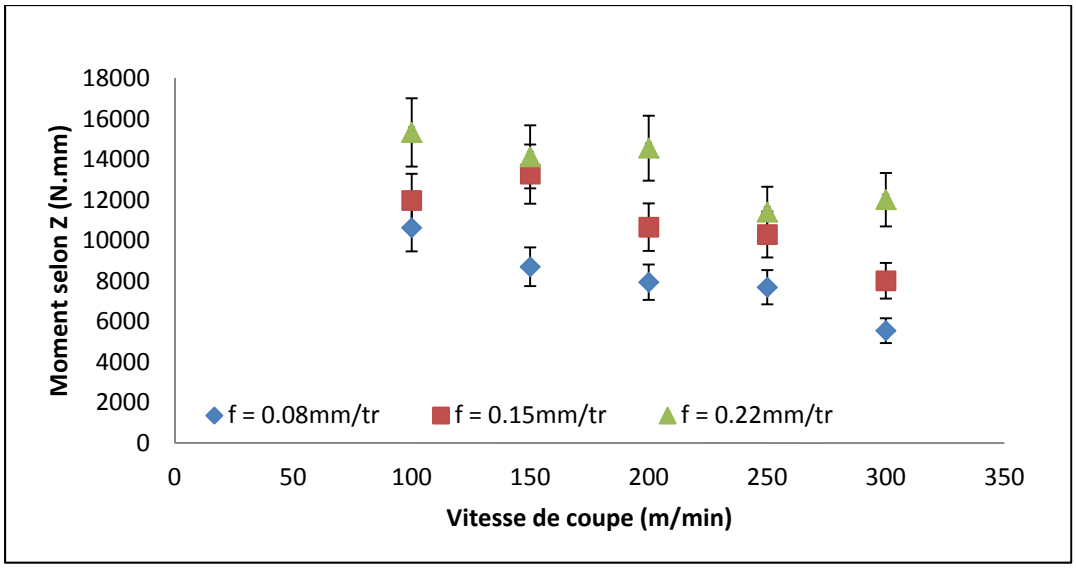


Figure 4.3 Moment selon Z en fonction des conditions de coupe - H01

La moyenne des forces normales pour chaque vitesse de coupe et sur les trois états métallurgiques étudiés est effectuée pour comparer l'influence de l'outil sur la force normale Fn :

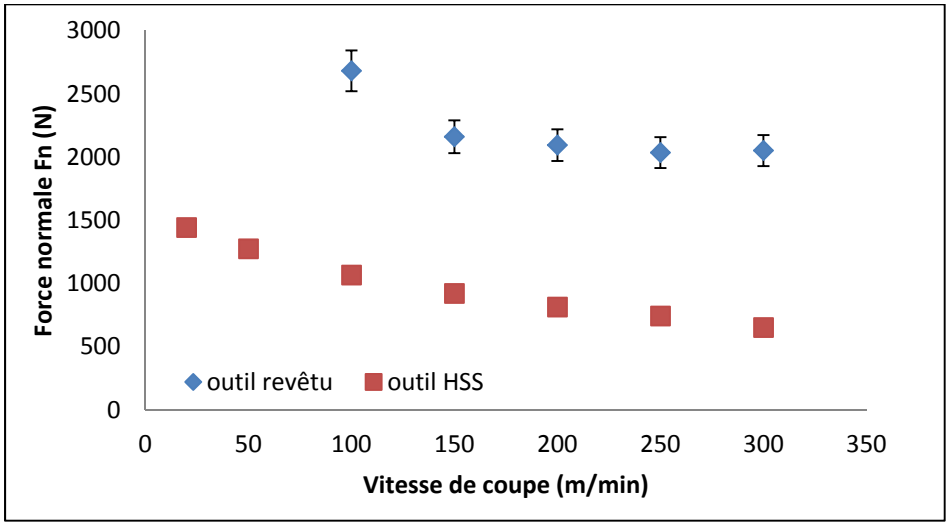


Figure 4.4 Moyenne des forces normales Fn en fonction de l'outil

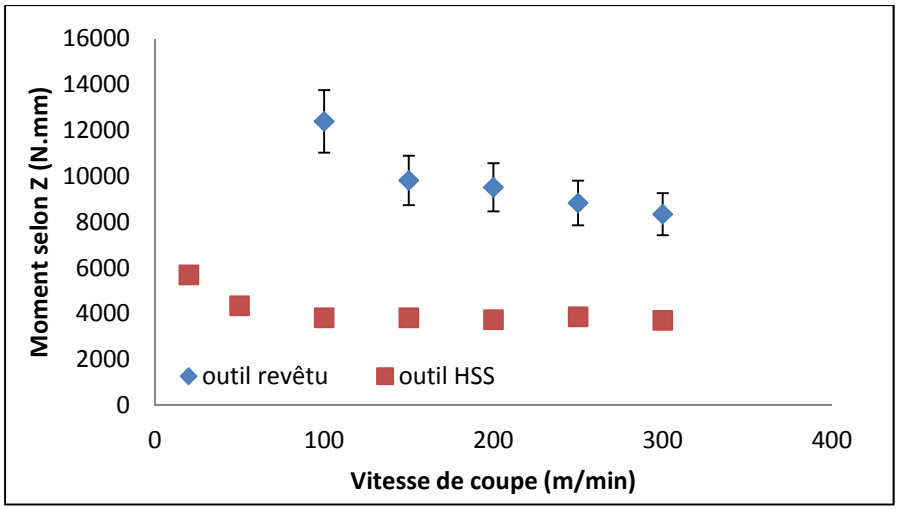


Figure 4.5 Moyenne des moments selon Z en fonction de l'outil

Le choix de l'outil lors de l'usinage est un facteur influent sur les efforts de coupe. Un mauvais choix de l'outil implique des efforts compris entre le double et le triple de la valeur obtenue dans l'étude générale. Un diagramme de Pareto issu d'une analyse ANOVA montre l'importance du bon choix de l'outil :

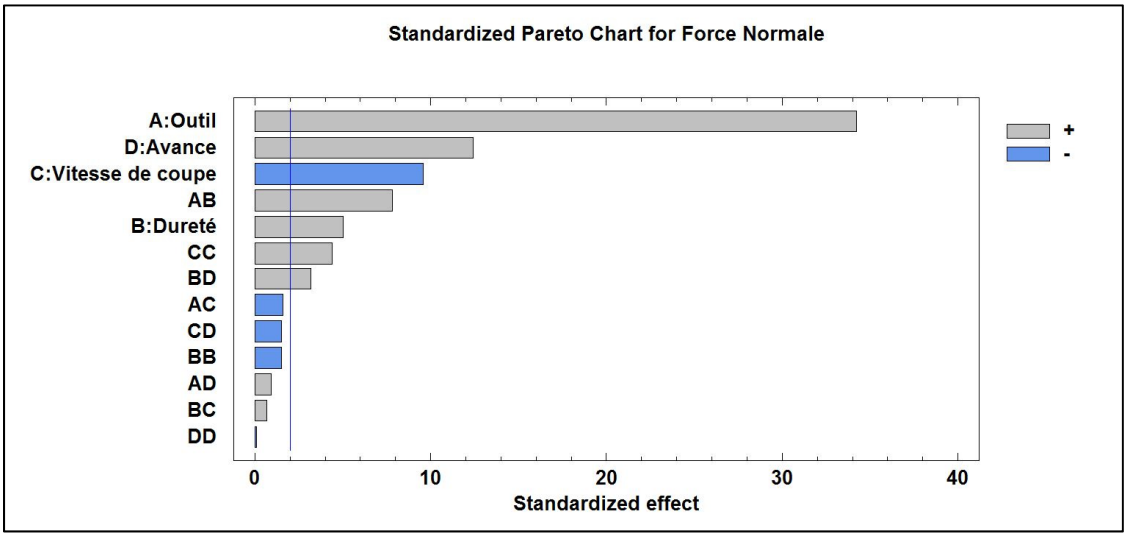


Figure 4.6 Diagramme de Pareto complet pour Fn

Des efforts de coupe plus importants impliquent que l'écoulement du copeau est plus difficile sur le revêtement en TiN de l'outil revêtu que sur l'outil HSS. Le bon choix du couple/outil matière est donc primordial pour minimiser les efforts de coupe.

4.2 Influence des conditions de coupe et de la ductilité sur la rugosité

Les données de rugosité obtenues après les essais de perçage sont regroupées à l'annexe V.

L'influence des paramètres de coupe et de la ductilité sur la rugosité Ra peut être déterminée à partir des figures 4.7, 4.8 et 4.9 :

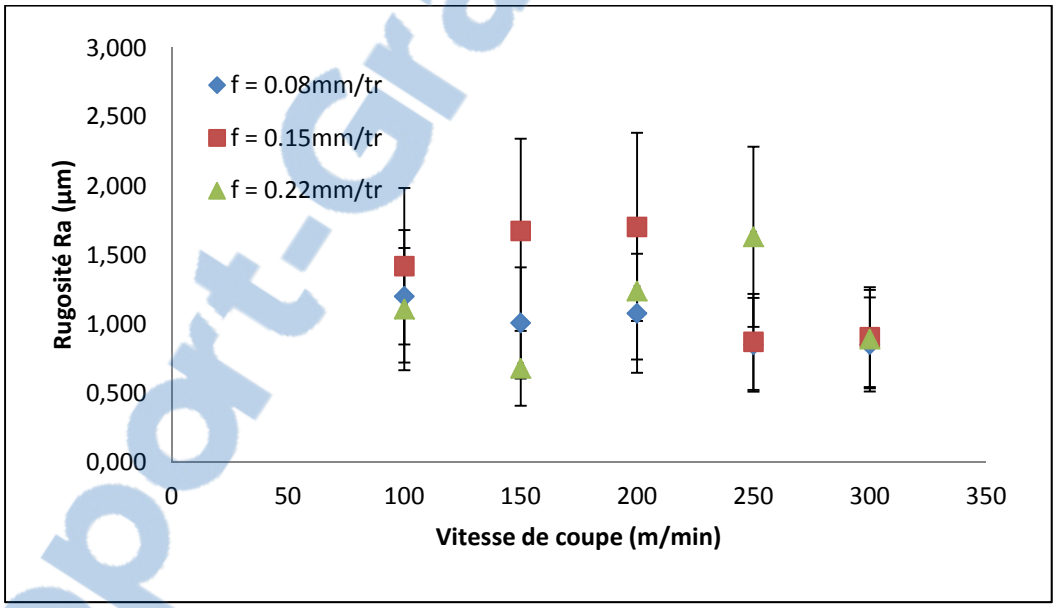


Figure 4.7 Rugosité en fonction des paramètres de coupe - H01

Rapport-Gratuit.com

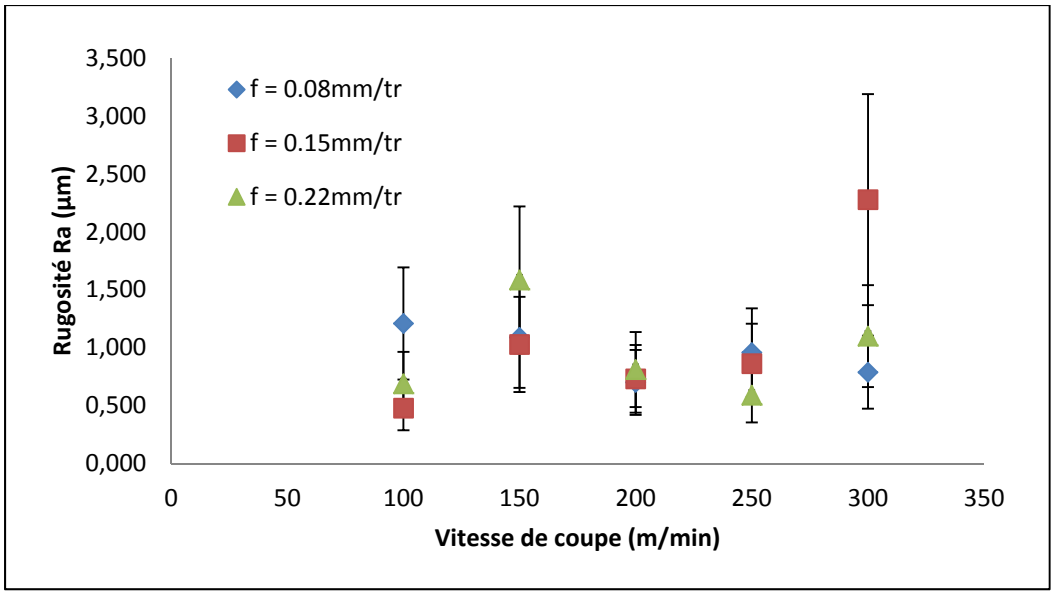


Figure 4.8 Rugosité en fonction des paramètres de coupe - OS100

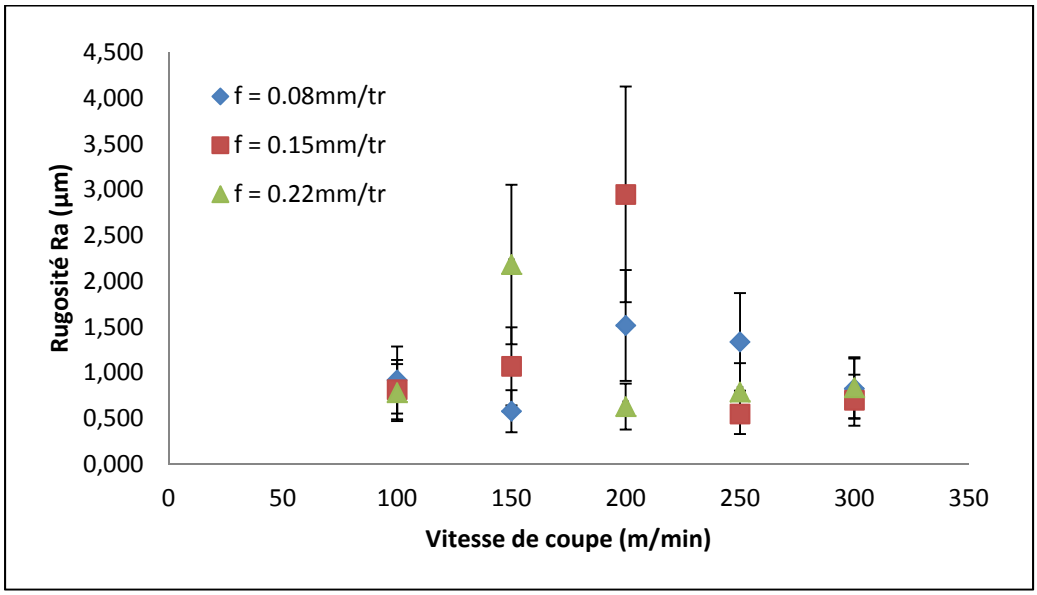


Figure 4.9 Rugosité en fonction des paramètres de coupe - OS250

Comme pour l'étude générale avec le forêt en HSS les incertitudes de mesures sont beaucoup trop importantes pour pouvoir identifier une quelconque influence des paramètres de coupe ou de la ductilité sur la rugosité. De plus, le changement d'outil n'a pas réglé le problème de dégradation de la surface usiné par l'évacuation du copeau dans la flute. Pire encore, l'état de

surface des trous usiné avec l'outil revêtu en TiN semble être fondu, comme c'était le cas pour les trous usinés à grandes vitesses de coupe avec l'outil HSS non revêtu. Cet état de surface fondu sur tous les trous est la preuve d'une température à l'interface outil/matière très importante avec l'utilisation de l'outil revêtu TiN.

Concernant les valeurs de rugosité en fonction de l'outil, il n'existe pas de différence significative entre les deux outils. Cela implique que l'état de surface fondue n'est pas plus mauvais que celui généré par l'outil HSS.

4.3 Influence des conditions de coupe et de la ductilité sur la formation des bavures

Les bavures obtenues après usinage avec l'outil revêtu TiN ne sont pas des bavures qui respectent la classification de Ko et Lee (2001) et qui est présenté dans le tableau 2.11. Il s'agit plutôt d'une extrusion de la matière faite par l'outil comme le présente la figure 4.10 :

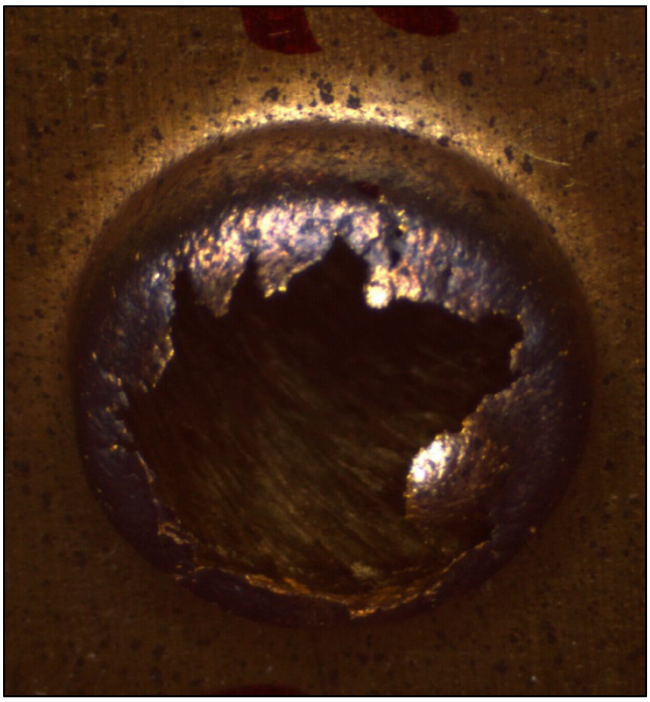


Figure 4.10 Extrusion générée à la sortie de l'outil revêtu TiN

Rapport-gratuit.com
LE NUMERO 1 MONDIAL DU MÉMOIRES

La morphologie de ces bavures est caractéristique d'une déformation à chaud. Il ne semble pas qu'il y ait eu coupe, mais plutôt extrusion verticale. La taille de ces extrusions est indépendante des paramètres de coupe ou de la ductilité du matériau. Cette extrusion dont la hauteur est toujours égale à 4mm correspond à la profondeur maximale atteinte par l'outil lorsqu'il débouche de la pièce et avant qu'il ne se retire.

Les extrusions obtenues avec l'outil revêtu TiN sont beaucoup plus difficile à retirer que les bavures générées lors de l'étude générale, avec l'outil HSS. L'utilisation de moyens d'ébavurage manuels et simples est même impossible, ce qui implique l'emploi de moyens lourds et couteux. L'utilisation de l'outil revêtu TiN est donc fortement déconseillé du point de vue de la gestion des bavures.

4.4 Influence des conditions de coupe et de la ductilité sur la formation des copeaux

Les copeaux récoltés lors de ces essais sont tous fondus. La température lors de l'usinage avec l'outil revêtu TiN a donc été beaucoup plus importante que lors de l'usinage avec l'outil HSS non revêtu de l'étude générale.

La dézincification des copeaux augmente avec la vitesse de coupe, ce qui confirme les conclusions de l'étude générale. L'augmentation de la fragmentation des copeaux avec la vitesse de coupe ne peut en revanche pas être confirmée sur des copeaux fondus.

CONCLUSION

En ayant pour objectif de mettre en relation les critères d'usinabilités avec le traitement thermique appliqué à un laiton monophasé, cette étude s'est scindée en plusieurs parties. Tout d'abord, l'influence du traitement thermique sur la microstructure du laiton a été étudiée. La taille des grains et la dureté ont ensuite permis de déterminer les propriétés mécaniques des états métallurgiques. Des essais de perçage ont ensuite été effectués sur les trois états métallurgiques pour regarder l'influence du traitement thermique sur l'usinabilité. Chaque campagne d'usinage a été réalisée en modifiant les conditions de coupe (vitesse d'avance et vitesse de coupe) pour regarder également l'influence de ces paramètres sur l'usinabilité pour chacun des états métallurgiques. Enfin, des essais ont été menés avec un outil revêtu en TiN pour étudier l'influence du revêtement sur l'usinabilité.

Le traitement thermique de recuit complet a pour conséquence d'augmenter fortement la taille des grains. Cependant, un recuit à une température trop faible ne produit qu'une détente du matériau. Il a donc été vérifié que le recuit complet augmente la taille des grains et que le taux de laminage influence la température de recristallisation du laiton C26000.

Il a été prouvé également que l'augmentation de la taille des grains implique une augmentation de la ductilité du matériau, tout comme un recuit de détente.

Par la suite, les propriétés mécaniques du matériau et donc sa ductilité ont été reliés à plusieurs critères d'usinabilité :

Concernant les efforts de coupe, il a été montré que le traitement thermique n'a pas d'influence sur les efforts de coupe pour l'alliage et les conditions testées. Cependant, tel qu'attendu une augmentation de la vitesse de coupe diminue les efforts de coupe, et une augmentation de l'avance les augmente.

Pour la rugosité, l'étude n'a pas pu trouver de résultats concluants, les incertitudes de mesures ont été trop importantes pour voir une influence des paramètres de coupe ou de la ductilité. Cependant, l'analyse de l'état de surface du trou a permis de prouver une augmentation de la température avec la vitesse de coupe.

Les résultats sur les bavures confirment que la vitesse d'avance et la ductilité influencent la taille des bavures. De plus, il existe une valeur limite de vitesse de coupe, à partir de laquelle les bavures passent de petites et régulières à grandes et déchirées. Cette valeur limite dépend de la ductilité, et s'explique par la hausse de la température avec la vitesse de coupe.

L'étude des copeaux a permis de confirmer qu'une grande vitesse de coupe modifie le mode de formation des copeaux, ce qui entraine des efforts de coupe plus faibles.

La présence de copeaux fondus et dézincifié permet de confirmer la hausse de la température et la perte en zinc avec l'augmentation de la vitesse de coupe, qui entraine de fait une augmentation de la proportion de cuivre dans le matériau et augmente donc la ductilité et la taille des bavures.

L'étude sur la segmentation des copeaux n'a en revanche pas permis de trouver de lien direct avec les états métallurgiques testés.

Enfin, l'étude mené sur l'outil revêtu en TiN a prouvé l'importance du revêtement dans l'usinage à sec, et a prouvé que le choix de l'outil est un des paramètres le plus influent sur l'usinabilité.

RECOMMANDATIONS

Les recommandations générales qui peuvent être faites concernant le choix de l'état métallurgique et des conditions de coupe pour obtenir une meilleure usinabilité du laiton C26000 sont les suivantes :

- Concernant les efforts de coupe et la formation des copeaux, il est préférable d'usiner à faible avance et vitesse de coupe importante, indépendamment de l'état métallurgique.

- Cependant, pour les bavures, il est intéressant d'usiner le matériau le plus dur avec une forte vitesse d'avance et une vitesse de coupe inférieur à la zone de transition entre les bavures de type A et C.

Les deux premières recommandations rentrent en partie en contradiction, le compromis à faire pour maximiser l'usinabilité du matériau dépend donc de l'importance accordé à chacun des critères d'usinabilité, et dépend donc de l'utilisation prévu du matériau.

Les recommandations qui peuvent être faites sur de nouvelles pistes de recherche sont les suivantes :

- Il semble intéressant d'effectuer une étude sur le laiton biphasé, pour regarder l'influence des précipités sur l'usinabilité.

- Il semble également intéressant de regarder l'influence de l'épaisseur de la plaque usiné sur la taille des bavures.

Une étude complémentaire sur la rugosité pourrait aussi être menée en travaillant sur des plaques plus fines ou en fractionnant l'usinage des trous pour favoriser l'évacuation des copeaux.

Enfin, une étude complémentaire par exemple en coupe orthogonale permettrait de mieux cerner les effets des traitements thermiques, de l'influence de la géométrie de l'outil, du revêtement de l'outil, des phénomènes de coupe, et éventuellement la génération des poussières. Une telle étude pourrait permettre d'isoler chacun des mécanismes de production des poussières d'usinage et ainsi permettrait de comprendre l'influence de la segmentation et de la fragmentation des copeaux.

ANNEXE I

RELEVÉ DE DONNÉES EFFORTS DE COUPE (Fn ET Mz)
OUTIL HSS

Dureté (HV)	Vitesse de coupe (m/min)	Vitesse d'avance (mm/tr)	Fn (N)	Mz (N.mm)
99	20	0,08	1137	4355
99	50	0,08	1045	3666
99	100	0,08	759	3099
99	150	0,08	541	2785
99	200	0,08	524	1533
99	250	0,08	412	3374
99	300	0,08	342	1877
99	20	0,15	1529	5564
99	50	0,15	1324	3231
99	100	0,15	1084	4026
99	150	0,15	882	4273
99	200	0,15	745	4471
99	250	0,15	624	5945
99	300	0,15	624	3071
99	20	0,22	1658	7192
99	50	0,22	1538	5719
99	100	0,22	1342	4284
99	150	0,22	1139	4421
99	200	0,22	1040	5269
99	250	0,22	971	5035
99	300	0,22	998	5659
88	20	0,08	1261	4267
88	50	0,08	1080	3691
88	100	0,08	867	2731
88	150	0,08	666	2776
88	200	0,08	597	2472
88	250	0,08	576	1695
88	300	0,08	483	2171
88	20	0,15	1562	7877
88	50	0,15	1353	5497
88	100	0,15	1049	4133
88	150	0,15	889	4296
88	200	0,15	737	4629
88	250	0,15	659	4123

Dureté (HV) (suite)	Vitesse de coupe (m/min) (suite)	Vitesse d'avance (mm/tr) (suite)	Fn (N) (suite)	Mz (N.mm) (suite)
88	300	0,15	663	4834
88	20	0,22	1878	8511
88	50	0,22	1691	6368
88	100	0,22	1446	5327
88	150	0,22	1290	4475
88	200	0,22	1121	5770
88	250	0,22	981	6462
88	300	0,22	921	6110
47	20	0,08	992	2529
47	50	0,08	907	2526
47	100	0,08	771	2480
47	150	0,08	719	2895
47	200	0,08	497	1630
47	250	0,08	422	1320
47	300	0,08	398	1880
47	20	0,15	1399	4673
47	50	0,15	1206	3689
47	100	0,15	1077	3510
47	150	0,15	966	3501
47	200	0,15	896	3892
47	250	0,15	949	3364
47	300	0,15	583	3030
47	20	0,22	1580	6338
47	50	0,22	1334	4787
47	100	0,22	1212	4875
47	150	0,22	1208	5073
47	200	0,22	1177	4092
47	250	0,22	1100	3553
47	300	0,22	859	4845

ANNEXE II

RELEVÉ DE DONNÉES RUGOSITÉ
OUTIL HSS

Dureté (HV)	Vitesse de coupe (m/min)	Vitesse d'avance (mm/tr)	Ra (µm)
99	20	0,08	1,509
99	50	0,08	1,037
99	100	0,08	1,223
99	150	0,08	0,987
99	200	0,08	0,913
99	250	0,08	1,383
99	300	0,08	2,095
99	20	0,15	1,147
99	50	0,15	0,872
99	100	0,15	0,652
99	150	0,15	1,330
99	200	0,15	1,119
99	250	0,15	1,205
99	300	0,15	1,603
99	20	0,22	1,189
99	50	0,22	0,913
99	100	0,22	0,748
99	150	0,22	1,042
99	200	0,22	1,056
99	250	0,22	1,287
99	300	0,22	1,698
88	20	0,08	1,308
88	50	0,08	0,818
88	100	0,08	1,330
88	150	0,08	1,324
88	200	0,08	2,034
88	250	0,08	1,246
88	300	0,08	1,855
88	20	0,15	1,199
88	50	0,15	0,933
88	100	0,15	1,506
88	150	0,15	1,003

Rapport-Gratuit.com

Dureté (HV) (suite)	Vitesse de coupe (m/min) (suite)	Vitesse d'avance (mm/tr) (suite)	Ra (µm) (suite)
88	200	0,15	1,700
88	250	0,15	0,796
88	300	0,15	2,077
88	20	0,22	0,728
88	50	0,22	1,030
88	100	0,22	0,777
88	150	0,22	1,009
88	200	0,22	1,746
88	250	0,22	2,207
88	300	0,22	1,977
47	20	0,08	2,460
47	50	0,08	1,076
47	100	0,08	1,167
47	150	0,08	2,160
47	200	0,08	1,910
47	250	0,08	1,329
47	300	0,08	3,528
47	20	0,15	0,918
47	50	0,15	2,622
47	100	0,15	1,512
47	150	0,15	1,414
47	200	0,15	1,574
47	250	0,15	0,875
47	300	0,15	2,980
47	20	0,22	1,614
47	50	0,22	0,892
47	100	0,22	2,088
47	150	0,22	1,610
47	200	0,22	1,425
47	250	0,22	1,012
47	300	0,22	2,507

ANNEXE III

RELEVÉ DE DONNÉES BAVURES
OUTIL HSS

Dureté (HV)	Vitesse de coupe (m/min)	Vitesse d'avance (mm/tr)	Hauteur des bavures (mm)	Type
99	20	0,08	0,9	A
99	50	0,08	1,11	A+1/100C
99	100	0,08	1,7	A+2/10C
99	150	0,08	1,68	A+4/10C
99	200	0,08	4,16	C
99	250	0,08	4,58	C
99	300	0,08	4,98	C
99	20	0,15	0,3	B
99	50	0,15	0,28	A
99	100	0,15	1,29	A+1/10C
99	150	0,15	1,14	A+1/8C
99	200	0,15	1,24	A+4/8C
99	250	0,15	1,61	A+1/2C
99	300	0,15	1,15	A+1/2C
99	20	0,22	0,61	A
99	50	0,22	0,35	A
99	100	0,22	0,17	A
99	150	0,22	0,16	A
99	200	0,22	0,14	A
99	250	0,22	0,12	A
99	300	0,22	0,11	A
88	20	0,08	1,35	3/4A+1/4C
88	50	0,08	2,75	1/4A+3/4C
88	100	0,08	1,13	B
88	150	0,08	2,65	1/2A+1/2C
88	200	0,08	0,91	B
88	250	0,08	4,1	C
88	300	0,08	4,93	C
88	20	0,15	0,85	A+C
88	50	0,15	0,9	A
88	100	0,15	2,01	2/3A+1/3C
88	150	0,15	1,92	3/4A+1/4C

Rapport-gratuit.com
LE NUMERO 1 MONDIAL DU MÉMOIRES

Dureté (HV) (suite)	Vitesse de coupe (m/min) (suite)	Vitesse d'avance (mm/tr) (suite)	Hauteur des bavures (mm) (suite)	Type (suite)
88	200	0,15	1,98	3/4A+1/2C
88	250	0,15	2,27	C
88	300	0,15	3,42	C
88	20	0,22	0,67	A+1/2C
88	50	0,22	0,7	A+1/2C
88	100	0,22	0,91	A+1/2C
88	150	0,22	0,89	A+1/2C
88	200	0,22	2,53	1/8A+7/8C
88	250	0,22	1,91	1/8A+7/8C
88	300	0,22	0,75	A
47	20	0,08	0,38	B
47	50	0,08	0,61	B
47	100	0,08	0,79	B
47	150	0,08	5,97	C
47	200	0,08	5,94	C
47	250	0,08	4,8	C
47	300	0,08	4,63	C
47	20	0,15	0,56	B
47	50	0,15	0,84	B
47	100	0,15	6,67	C
47	150	0,15	4,34	C
47	200	0,15	5,67	C
47	250	0,15	5,79	C
47	300	0,15	4,75	C
47	20	0,22	0,84	B
47	50	0,22	0,92	B
47	100	0,22	6,41	C
47	150	0,22	5,72	C
47	200	0,22	5,99	C
47	250	0,22	5,87	C
47	300	0,22	5,97	C

ANNEXE IV

RELEVÉ DE DONNÉES EFFORTS DE COUPE (Fn ET Mz)
OUTIL REVÊTU TIN

Dureté (HV)	Vitesse de coupe (m/min)	Vitesse d'avance (mm/tr)	Fn (N)	Mz (N.mm)
99	100	0,08	2335	10631
99	150	0,08	2170	8705
99	200	0,08	1907	7946
99	250	0,08	1742	7692
99	300	0,08	1855	5549
99	150	0,15	2355	13285
99	100	0,15	2646	11979
99	200	0,15	2464	10661
99	250	0,15	2346	10301
99	300	0,15	2303	8014
99	150	0,22	2810	14136
99	100	0,22	3056	15342
99	200	0,22	2763	14564
99	250	0,22	2730	11406
99	300	0,22	2613	12018
88	100	0,08	2113	11752
88	150	0,08	1931	8522
88	200	0,08	1826	9089
88	250	0,08	1795	8025
88	300	0,08	1810	6967
88	100	0,15	3098	10131
88	150	0,15	2306	9856
88	200	0,15	2284	8097
88	250	0,15	2269	9242
88	300	0,15	2249	8394
88	100	0,22	3590	17213
88	150	0,22	2448	10242
88	200	0,22	2593	12160
88	250	0,22	2497	11008
88	300	0,22	2489	10216
47	100	0,08	2059	9148
47	150	0,08	1836	8462

Dureté (HV) (suite)	Vitesse de coupe (m/min) (suite)	Vitesse d'avance (mm/tr) (suite)	Fn (N) (suite)	Mz (N.mm) (suite)
47	200	0,08	1707	7376
47	250	0,08	1581	5803
47	300	0,08	1608	7224
47	100	0,15	2293	11547
47	150	0,15	1686	6208
47	200	0,15	1508	5782
47	250	0,15	1738	6951
47	300	0,15	1768	7900
47	100	0,22	2957	13814
47	150	0,22	1907	8953
47	200	0,22	1804	9996
47	250	0,22	1626	9092
47	300	0,22	1773	8841

ANNEXE V

RELEVÉS DE DONNÉES RUGOSITÉ
OUTIL REVÊTU TIN

Dureté (HV)	Vitesse de coupe (m/min)	Vitesse d'avance (mm/tr)	Ra (µm)
99	100	0,08	1,200
99	150	0,08	1,007
99	200	0,08	1,077
99	250	0,08	0,849
99	300	0,08	0,851
99	150	0,15	1,673
99	100	0,15	1,418
99	200	0,15	1,703
99	250	0,15	0,870
99	300	0,15	0,904
99	150	0,22	0,678
99	100	0,22	1,107
99	200	0,22	1,238
99	250	0,22	1,631
99	300	0,22	0,890
88	100	0,08	1,209
88	150	0,08	1,089
88	200	0,08	0,700
88	250	0,08	0,957
88	300	0,08	0,788
88	100	0,15	0,478
88	150	0,15	1,028
88	200	0,15	0,731
88	250	0,15	0,862
88	300	0,15	2,277
88	100	0,22	0,688
88	150	0,22	1,585
88	200	0,22	0,811
88	250	0,22	0,590
88	300	0,22	1,100
47	100	0,08	0,917
47	150	0,08	0,576

Dureté (HV) (suite)	Vitesse de coupe (m/min) (suite)	Vitesse d'avance (mm/tr) (suite)	Ra (µm) (suite)
47	200	0,08	1,515
47	250	0,08	1,335
47	300	0,08	0,824
47	100	0,15	0,812
47	150	0,15	1,068
47	200	0,15	2,949
47	250	0,15	0,546
47	300	0,15	0,697
47	100	0,22	0,780
47	150	0,22	2,181
47	200	0,22	0,627
47	250	0,22	0,787
47	300	0,22	0,834

LISTE DE RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES

Arumugam, Prabhu U., Ajay P. Malshe, Stephen A. Batzer et Deepak G. Bhat. 2002. « Study of airborne dust emission and process performance during dry machining of aluminum-silicon alloy with PCD and CVD diamond coated tools ». In NAMRC XXX, May 21, 2002 - May 24, 2002. (West Lafayette, ID, United states), MR02-153, p. 1-8. Coll. « Technical Paper - Society of Manufacturing Engineers. MR »: Society of Manufacturing Engineers.

ASM International. 2000.*ASM Handbook: Properties and Selection: Nonferrous Alloys and Special-Purpose Materials*, vol. 2, 1358 p.

ASM International. 2009. *Annual book of ASTM standards.*, vol 03.01 et 02.01.

ASME. 2009. *Surface Texture (Surface Rougness, Waviness, and La*y) ASME, 120 p.

Astakhov, V. P., M. O. M. Osman et M. T. Hayajneh. 2001. « Re-evaluation of the basic mechanics of orthogonal metal cutting: Velocity diagram, virtual work equation and upper-bound theorem ». *Machine Tools and Manufacture,* vol. 41, n° 3, p. 393-418.

Balazinski, Marek. 2013. *MEC4530 : Fabrication mécanique avancée : notes du cours MEC4530*. Programme de baccalauréat en génie mécanique. Montréal : École polytechnique de Montréal, pagination multiple 143 p.

Balout, B., V. Songmene et J. Masounave. 2006. « Machinability of light alloys and composites during dry drilling ». *Transactions of the Canadian Society for Mechanical Engineering,* vol. 30, n° 3, p. 329-343.

Balout, B., V. Songmene et J. Masounave. 2007. « An Experimental Study of Dust Generation During Dry Drilling of Pre-Cooled and Pre-Heated Workpiece Materials ». *Journal of Manufacturing Processes,* vol. 9, n° 1, p. 23-34.

Barbery, Jean. 1991. « Traitements thermiques du cuivre et de ses alliages ». *Techniques de l'ingénieur Traitements thermiques des aciers, des alliages et des fontes,* vol. base documentaire : TIB364DUO, n° ref. article : m1295.

Barry, J., et G. Byrne. 2002. « Chip formation, acoustic emission and surface white layers in hard machining ». *CIRP Annals - Manufacturing Technology,* vol. 51, n° 1, p. 65-70.

Callister, William D. 2001. *Science et génie des matériaux*. Canada: Modulo Éditeur.

Chandler, Harry E. 1996. *Heat treater's guide practices and procedures for nonferrous alloys*. Materials Park, OH: ASM International.

Gillespie, L. K., et P. T. Blotter. 1976. « Formation and properties of machining burrs ». *J. Engineering for Industry, Transactions of the ASME,* vol. 98 Ser B, n° 1, p. 66-74.

Grum, J., et M. Kisin. 2006. « The influence of the microstructure of three Al-Si alloys on the cutting-force amplitude during fine turning ». *Machine Tools and Manufacture,* vol. 46, n° 7-8, p. 769-781.

Haan, D. M., S. A. Batzer, W. W. Olson et J. W. Sutherland. 1997. « Experimental study of cutting fluid effects in drilling ». *Materials Processing Technology,* vol. 71, n° 2, p. 305-313.

Hastings, W. F., P. Mathew et P. L. B. Oxley. 1980. « A machining theory for predicting chip geometry, cutting forces etc. from work material properties and cutting conditions ». *Proc. R. Soc. Lond. A, Math. Phys. Sci.,* vol. 371, n° 1747, p. 569-87.

Heisel, U., M. Luik, R. Eisseler et M. Schaal. 2005. « Prediction of parameters for the burr dimensions in short-hole drilling ». *CIRP Annals - Manufacturing Technology,* vol. 54, n° 1, p. 79-82.

Jawahir, I. S., et C. A. van Luttervelt. 1993. « Recent developments in chip control research and applications ». *CIRP Annals - Manufacturing Technology,* vol. 42, n° 2, p. 659-693.

Khettabi, R., V. Songmene et J. Masounave. 2007. « Effect of tool lead angle and chip formation mode on dust emission in dry cutting ». *Materials Processing Technology,* vol. 194, n° 1-3, p. 100-109.

Khettabi, Riad. 2009. « Modélisation des émissions de particules microniques et nanométriques en usinage ». Thèse de doctorat en génie mécanique, Montréal, Canada, École de technologie supérieure, 198 p.

Klocke, F., et G. Eisenblätter. 1997. « Dry Cutting ». *CIRP Annals - Manufacturing Technology,* vol. 46, n° 2, p. 519-526.

Ko, Sung-Lim, et Jing-Koo Lee. 2001. « Analysis of burr formation in drilling with a new-concept drill ». In 5th Asia Pacific Conference on Materials Processing, June 25, 2001 - June 25, 2001. (Seoul, Korea, Republic of), 1-3 Vol. 113, p. 392-398. Coll. « Journal of Materials Processing Technology »

Kouam, Jules, Victor Songmene, Yasser Zedan, AbdelHakim Djebara et Riad Khettabi. 2013. « On chip formation during drilling of cast aluminium alloys ». *Machining Science and Technology,* vol. 17, n° 2, p. 228-245.

Kremer, A., et M. El Mansori. 2009. « Influence of nanostructured CVD diamond coatings on dust emission and machinability of SiC particle-reinforced metal matrix composite ». *Surf. Coat. Technol*., vol. 204, n° 6-7, p. 1051-5.

Lauderbaugh, L. K. 2009. « Analysis of the effects of process parameters on exit burrs in drilling using a combined simulation and experimental approach ». *Materials Processing Technology,* vol. 209, n° 4, p. 1909-19.

Masounave, J., Y. Jallais et J. M. Welter. 2007. « Effect of temperature on the dry drilling of brass and aluminium » *Materiaux & Techniques.,* vol. 95, n° 6, p. 331-342.

Mendes, O. C., R. F. Avila, A. M. Abro, Pedro Reis et J. Paulo Davim. 2006. « The performance of cutting fluids when machining aluminium alloys ». *Industrial Lubrication and Tribology,* vol. 58, n° 5, p. 260-268.

Min, Sangkee, David A. Dornfeld, Jinsoo Kim et Borlin Shyu. 2001. « Finite element modeling of burr formation in metal cutting ». *Machining Science and Technology,* vol. 5, n° 3, p. 307-322.

Montgomery, Douglas C. 2013. *Statistical quality control: a modern introduction*. Singapore: John Wiley & Sons Inc.

Pande, S. S., et H. P. Relekar. 1986. « Investigations on reducing burr formation in drilling ». *Int. journal of machine tool design & research,* vol. 26, n° 3, p. 339-348.

Paulo Davim, J., et A. Monteiro Baptista. 2000. « Relationship between cutting force and PCD cutting tool wear in machining silicon carbide reinforced aluminium ». *Materials Processing Technology,* vol. 103, n° 3, p. 417-423.

Poulachon, Gerard, Alphonse L. Moisan et I. S. Jawahir. 2007. « Evaluation of chip morphology in hard turning using constitutive models and material property data ». *Journal of Manufacturing Science and Engineering, Transactions of the ASME,* vol. 129, n° 1, p. 41-47.

Saunders, L. Ken Lauderbaugh. 2003. « A finite element model of exit burrs for drilling of metals ». *Finite Elements in Analysis and Design,* vol. 40, n° 2, p. 139-158.

Schulz, H., E. Abele et A. Sahm. 2001. « Material aspects of chip formation in HSC machining ». *CIRP Annals - Manufacturing Technology,* vol. 50, n° 1, p. 45-48.

Segonds, Stéphane, Jacques Masounave, Victor Songmene et Christian Bès. 2013. « A simple analytical model for burr type prediction in drilling of ductile materials ». *Materials Processing Technology,* vol. 213, n° 6, p. 971-977.

Rapport-Gratuit.com

Shaw, M. C. 1985. « Theory of metal cutting ». In Proceedings of the Twenty-fifth International Machine Tool Design and Research Conference. (Birmingham, Engl), p. 33-36. Coll. « Proceedings of the International Machine Tool Design and Research Conference »: Univ of Birmingham, Dep of Mechanical Engineering.

Songmene, V., Balout, B., Masounave, J. 2008. « Clean machining: Experimental investigation on dust formation Part I: Influence of machining parameters and chip formation ». *International journal of environmentally conscious design & manufacturing (ECDM),* vol. 14, n° 1, p. 1-16.

Subramanian, K., et N. H. Cook. 1976. « Sensing of drill wear and prediction ». *American Society of Mechanical Engineers (Paper)*, n° 76 -WA/Prod-33.

Toenshoff, H. K., B. Karpuschewski et T. Glatzel. 1997. « Particle emission and immission in dry grinding ». *CIRP Annals - Manufacturing Technology,* vol. 46, n° 2, p. 693-695.

Xie, J. Q., A. E. Bayoumi et H. M. Zbib. 1996. « Study on shear banding in chip formation of orthogonal machining ». *Machine Tools and Manufacture,* vol. 36, n° 7, p. 835-847.

Zedan, Y., Songmene, V., Kouam, J., et Masounave, J., 2013. « Effects of lubrication modes on part quality during drilling 6061-T6 aluminium alloy ». *International Journal of Machining and Machinability of Materials,* vol. 13, n° 2-3, p. 231-252.

Zhang, H., et A. T. Alpas. 2002. « Quantitative evaluation of plastic strain gradients generated during orthogonal cutting of an aluminum alloy ». *Materials Science and Engineering A,* vol. 332, n° 1-2, p. 249-254.

Rapport-gratuit.com
LE NUMERO 1 MONDIAL DU MÉMOIRES