

ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE
UNIVERSITÉ DU QUÉBEC

THÈSE PAR ARTICLE PRÉSENTÉE À
L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE

COMME EXIGENCE PARTIELLE
À L'OBTENTION DU
DOCTORAT EN GÉNIE MÉCANIQUE
Ph.D.

PAR
Imed ZAGHBANI

USINAGE À HAUTE VITESSE ET À SEC DES ALLIAGES D'ALUMINIUM : ASPECTS
ÉCOLOGIQUES, THERMOMÉCANIQUES ET DYNAMIQUES

MONTRÉAL, LE 16 NOVEMBRE 2009

PRÉSENTATION DU JURY

CETTE THÈSE A ÉTÉ ÉVALUÉE

PAR UN JURY COMPOSÉ DE :

M. Victor Songmene, directeur de thèse
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure

M. Roland Maranzana, président du jury
Département de génie de la construction à l'École de technologie supérieure

M. Marek Balazinski, examinateur externe
Département de génie mécanique à l'École polytechnique de Montréal

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

M. Najeh Tounsi, membre de jury
Centre de technologie de fabrication aérospatiale, Montréal

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

LE 30 SEPTEMBRE 2009

À L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE

AVANT-PROPOS

Ce travail représente une thèse par articles publiés dans des revues scientifiques spécialisées. Ce travail est une exigence partielle à l'obtention du doctorat en génie mécanique (PhD) à l'école de technologie supérieure, département de génie mécanique. La thèse est présentée selon les exigences d'une thèse par article sous forme classique abrégée. À la suite de l'introduction générale, il y a une revue de la littérature, un résumé substantiel de la recherche et une conclusion générale à la fin. Les trois articles sont présentés en annexe selon la mise en page du manuscrit publié. Le premier article intitulé "Fine and Ultrafine Particle Characterization and Modeling in High-Speed Milling of 6061-T6 Aluminum Alloy" a été publié dans *Journal of Materials Engineering and Performance* en Juillet 2008. Le deuxième article a été publié en Août 2008 dans *Journal of Material Processing Technology* et qui porte le titre "A Force-temperature Model Including a Constitutive Law for Dry High Speed Milling of Aluminium Alloys". Le troisième article a été accepté pour publication en Juin 2009 dans *Journal of Machine Tools and Manufacture*. Il s' intitule "Estimation of Machine-Tool Dynamic Parameters Through Operational Modal Analysis".

REMERCIEMENTS

Je voudrais remercier très vivement les membres de mon jury de l'honneur qu'ils m'ont fait en examinant ma thèse : Monsieur Roland Maranzana et Monsieur Antoine Tahan, Professeurs à l'ÉTS, Monsieur Marek Balazinski, Professeur à l'École polytechnique de Montréal et Monsieur Najeh Tounsi du conseil national de recherche du Canada.

J'exprime ma sincère et profonde gratitude au Professeur Victor Songmene pour sa confiance, sa patience et son dévouement. Cette recherche n'aurait pas été possible sans son support moral et financier tout au long du travail.

Je remercie vivement tous mes collègues de LIPPS pour le climat chaleureux, surtout le chercheur Riad Khettabi qui m'a accompagné depuis mon premier jour au LIPPS.

Outre ces remerciements, je veux témoigner ma plus sincère reconnaissance aux membres de ma famille : mon père Boubaker, ma mère Mariem, mes frères et ma soeur (Zakia, Ali, Maher, Sami et Mohamed), ainsi que tous les autres membres de la famille Zaghbani. Un merci tout spécial va à la famille Jemaa et exceptionnellement à ma chère femme Mouna pour son amour, son aide et sa patience.

USINAGE À HAUTE VITESSE ET À SEC DES ALLIAGES D'ALUMINIUM : ASPECTS ÉCOLOGIQUES, THERMOMÉCANIQUES ET DYNAMIQUES

Imed ZAGHBANI

RÉSUMÉ

L'usinage à grande vitesse (UGV) à sec est une technologie prometteuse pour une industrie du futur qui encourage les procédés écologiques. L'UGV à sec est un procédé d'usinage plus écologique et moins coûteux que l'usinage avec lubrifiant. Les défis majeurs rencontrés lors de l'UGV à sec incluent la détermination des conditions et des stratégies de coupe stable, la limitation de l'échauffement excessif de l'outil et de la pièce et la minimisation de l'émission des particules fines et ultrafines. La majeure partie de ces particules, générées au cours de l'usinage, est nocive à la santé des opérateurs. Cette dernière n'est pas toujours prise en considération lors de la sélection de conditions de coupe. Une approche originale a été proposée dans la présente thèse pour inclure la santé de l'opérateur comme facteur déterminant pour le choix de conditions de coupe en UGV à sec. Afin d'appliquer une telle approche, les défis rencontrés étaient traités sous trois angles différents mais inter reliés : l'aspect environnemental, l'aspect thermomécanique et l'aspect dynamique. En utilisant une approche énergétique, il était possible de prédire le pourcentage de la masse du copeau qui va se transformer en particules. Les mesures de validation expérimentale du modèle proposé ont été faites au cours de l'usinage à sec et lubrifié en utilisant deux spectromètres : Scanning Mobility Particle Sizer spectrometer et Aerodynamic Particle Sizer spectrometer. Le modèle permet de prédire les émissions de poussière pour des conditions de coupe données et de confirmer que la majorité de particules générées est causée par les déformations plastiques dans la zone primaire. Le pourcentage des particules générées est significativement influencé par les niveaux de déformation dans la zone de formation du copeau. Il a été démontré que les grandes vitesses de coupe permettent de réduire le pourcentage de particules générées. Cependant au cours de l'UGV à sec, l'échauffement excessif peut causer des distorsions de la pièce et abrégé la durée de vie de l'outil. Pour surmonter ces inconvénients, il est nécessaire de choisir les conditions de coupe qui minimisent l'échauffement et les forces de coupe. Pour ce faire, un nouveau modèle thermomécanique a été développé pour prédire les forces et la température au cours de l'usinage pour des conditions données. Ce modèle permet la prédiction instantanée des forces de coupe et de la température. Il inclut une équation constitutive de type Needleman-Lemonds. Les résultats du modèle sont comparés aux résultats de modèle d'Altintas et aux résultats expérimentaux. De bonnes corrélations sont observées. L'une des hypothèses adoptées pour construire le modèle de coupe était la stabilité de conditions de coupe. Pour vérifier cette hypothèse, la stabilité dynamique de procédé UGV a été abordée. Une nouvelle méthode a été proposée pour construire des lobes de stabilité 'dynamique' au cours de l'usinage. La technique d'analyse modale opérationnelle était appliquée avec succès pour extraire les paramètres dynamiques d'une machine-outil lors de l'usinage. Les résultats ont été utilisés pour construire des lobes de stabilité dynamiques. Ces lobes dynamiques tiennent compte du changement de la dynamique de machine-outil au cours de l'usinage.

DRY HIGH SPEED MACHINING OF ALUMINUM ALLOYS : ECOLOGICAL THERMO-MECHANICAL AND DYNAMIC ASPECTS

Imed ZAGHBANI

ABSTRACT

Dry High Speed Machining (HSM) is a promising technology for future industry encouraging clean machining processes. Dry High Speed Machining is an environment friendly process and less expensive than wet machining. The challenging problems for dry HSM include the dynamic stability, the excessive heating of the tool-workpiece system and the generation of fine and ultra-fine particles. The majority of these particles, generated during machining process, is hazardous to the operator's health. Generally, the latter is not considered during the selection of cutting conditions. In the present thesis a new approach was introduced where the operator's health is considered as a determinant factor for choosing the cutting conditions. Using an energetic approach it was possible to predict the percentage of the chip mass that transforms into dust. The validation measurements of the model were conducted using a Scanning Mobility Particle Sizer spectrometer and an Aerodynamic Particle Sizer spectrometer. These instruments were used to characterize particles in the micrometer and the nano-meter size ranges. Good agreement was observed between the model and the experimental measurements for the investigated conditions. It was found that high cutting speeds could reduce the percentage of the generated particles during the milling. However, during dry HSM, excessive heating of the tool-work piece system can cause the work-piece distortion and shorten the tool life. To overcome these disadvantages, it is necessary to choose the cutting conditions that preserve the tool and minimize the excessive heating. To do this, a predictive model for the cutting forces and temperature during dry HSM operations was developed. It includes a constitutive equation described by Needleman-Lemonds model, to consider the coupled thermo-mechanical aspects of dry High Speed Machining. The physical quantities necessary for assessing the cutting forces and temperature during the machining process are evaluated using selected equations available in the literature. Good correlations were observed between the model predictions and both of the experimental and Altintas's model. One of the important work hypotheses adopted to develop the thermo-mechanical model is the stability of the machining operation. To validate this hypothesis in the present thesis, a new method was proposed to build dynamic stability lobes. The technique of Operational Modal Analysis was applied successfully to extract machine dynamic parameters that were used to build the dynamic stability lobes. These lobes take into account the change of the machine dynamic parameters during the machining operation.

TABLE DES MATIÈRES

	Page
INTRODUCTION.....	1
CHAPITRE 1 REVUE DE LITTÉRATURE	5
1.1 Introduction	5
1.2 Les modèles de forces de coupe.....	7
1.2.1 Modèles mécanistiques	7
1.2.2 Modèles analytiques	11
1.3 Mécanique de la coupe de métaux	13
1.4 Modèles analytiques et numériques de la coupe orthogonale	16
1.4.1 Les modèles analytiques	16
1.4.1.1 Modèle mécanique de Merchant	16
1.4.1.2 Modèle d'Oxley	22
1.4.1.3 Modèle de Tounsi	29
1.4.2 Les modèles thermiques	36
1.4.2.1 Modèle de Boothroyd	36
1.4.2.2 Modèle thermique de Tounsi.....	39
1.4.2.3 Modèle de Shaw	40
1.4.3 Les modèles de calcul par méthode des éléments finis.....	41
1.4.3.1 Les modèles thermiques.....	42
1.4.3.2 Les modèles thermomécaniques de la coupe.....	43
1.5 Conclusion	46
CHAPITRE 2 IDENTIFICATION DES LOIS CONSTITUTIVES EN USINAGE	48
2.1 Cadre physique.....	48
2.2 Niveaux des grandeurs physiques	49
2.2.1 Analyse de la déformation plastique en usinage.....	49
2.2.2 Vitesse de déformation.....	50
2.2.3 Température	51
2.2.4 Synthèse	52
2.2.5 Comparaisons	52
2.3 Méthodes d'identification des lois de comportement en usinage.....	54
2.3.1 Identification d'une loi linéaire	54
2.3.1.1 Procédure de Keceioglu	54
2.3.1.2 Procédure d'Oxley	56
2.3.2 Identification d'une loi de puissance	57
2.3.2.1 Première procédure d'Oxley	57
2.3.2.2 Deuxième procédure d'Oxley.....	59
2.3.3 Identification d'une loi Johnson-Cook	62

2.4	Conclusion	64
CHAPITRE 3 RÉSUMÉ SUBSTANTIEL DE THÈSE		66
3.1	Introduction	66
3.2	Choix de conditions de coupe	67
3.3	Aspects écologiques dans l'UGV à sec [1]	72
	3.3.1 Instrument de mesure de particules métalliques	74
	3.3.2 Principaux résultats sur les émissions de particules en UGV	76
3.4	Aspects thermomécaniques en UGV à sec [2]	78
3.5	Aspects dynamiques de l'UGV [3]	82
CONCLUSION		87
ANNEXE I ARTICLE 1 : ASPECTS ÉCOLOGIQUES DE L'UGV		89
ANNEXE II ARTICLE 2 : ASPECTS THERMOMÉCANIQUES DE L'UGV		101
ANNEXE III ARTICLE 3 : ASPECTS DYNAMIQUES DE L'UGV		115

LISTE DES TABLEAUX

	Page
Tableau 1.1	Propriétés mécaniques thermiques de l'acier AISI 4340 45
Tableau 1.2	Conditions de travail [4] 45
Tableau 2.1	Mesure de la température T_{max} en coupe orthogonale [5]..... 52
Tableau 2.2	Sollicitations et phénomènes physiques dans les zones de cisaillement 53
Tableau 2.3	Exemples des conditions de travail en usinage dans la littérature 53
Tableau 2.4	Les sollicitations pour les procédés de mise en forme [6] 54
Tableau 3.1	Les propriétés thermiques de certains matériaux 67

LISTE DES FIGURES

		Page
Figure 1.1	Relation entre les caractéristiques de la pièce usinée et les phénomènes d'usinage.	5
Figure 1.2	Fraisage en avalant et en opposition.	8
Figure 1.3	Discrétisation d'une fraise à quatre flutes	9
Figure 1.4	Géométrie de la coupe orthogonale.	13
Figure 1.5	Géométrie de la coupe oblique.	14
Figure 1.6	Essais de coupe orthogonale (a) en plongée (b) de côté.	14
Figure 1.7	Les principales zones de cisaillement.	15
Figure 1.8	Différents types du copeau : a) Copeau fragmenté b) copeau continu sans arête rapportée c) copeau avec arête rapportée d) copeau cisailé.	15
Figure 1.9	Diagramme des efforts de Merchant.	16
Figure 1.10	Diagramme des vitesses.	18
Figure 1.11	Détermination géométrique de γ	18
Figure 1.12	Détermination de l'angle ψ à partir de la déformation de la structure cristalline de la matière sur une micrographie [7].	20
Figure 1.13	La longueur du plan du cisaillement principal AB.	20
Figure 1.14	Modèle du formation du copeau selon Oxley.	23
Figure 1.15	Micrographies d'un essai Quick Stop ; Usinage de l'acier [8].	30
Figure 1.16	Distribution de la contrainte équivalente de von-Mises dans la racine du copeau [8].	30
37		
Figure 1.18	Estimation analytique et expérimentale de ΔT_M [9].	38
Figure 1.19	Isothermes dans le modèle d'Oxley : Première étude [10].	43

Figure 1.20	Isothermes dans le modèle d'Oxley : Deuxième étude [10].....	43
Figure 1.21	Distribution de la contrainte équivalente de von Mises [11].	44
Figure 1.22	Déformées et isothermes dans le modèle de Maurish et Ortiz obtenues par la simulation I [4].	46
Figure 2.1	Méthode de Merchant pour l'estimation de $\bar{\gamma}$	49
Figure 2.2	Mesure de la microdureté sur un copeau [12].	50
Figure 2.3	Distribution de la température sur l'outil de coupe, usinage de 316L[12].....	52
Figure 2.4	Les trois zones de cisaillement.	52
Figure 2.5	Graphique pour obtenir le coefficient d'écrouissage η définie par l'équation 2.9.	57
Figure 3.1	Schéma descriptif de l'APS (http://www.tsi.com).	75
Figure 3.2	Schéma descriptif de CPC (http://www.tsi.com).	76
Figure 3.3	Variation de la température de la pièce en fraisage.	79
Figure 3.4	Structure générale de deux machines-outils (* Source [13]).	83
Figure 3.5	Fonctions de transfert (FRF) de deux machines-outils.	84
Figure 3.6	Lobes de stabilité pour deux machines outils à commande numérique.....	84

LISTE DES SYMBOLES ET UNITÉS DE MESURE

Symbole	Désignation	Unité
V_c	Vitesse de coupe	mm/min
V_f	Vitesse d'avance	mm/min
f	Avance	mm/tr
p	Profondeur de passe	mm
γ	Angle orthogonal de coupe	$^\circ$
α	Angle orthogonal de dépouille	$^\circ$
h	Épaisseur de coupe	mm
h_c	Épaisseur du copeau	mm
κ_r	Angle de direction de l'arête	$^\circ$
w	largeur de coupe	mm
A	Section de coupe en tournage	mm^2
λ	Angle de frottement	$^\circ$
ϕ	Angle de cisaillement	$^\circ$
C_l	Longueur de contact outil copeau	mm
F_c	Effort tangentiel de coupe	N
F_f	Effort d'avance	N
R	Effort résultant de coupe	N
T_0	Effort tangent à l'outil	N
T_p	Effort tangent au <i>PCP</i>	N
N_0	Effort normal au contact outil copeau	N
N_p	Effort normal au <i>PCP</i>	N
l_p	Longueur du <i>PCP</i>	mm
K_p	Conductivité thermique	$W/m/^\circ K$
ρ_p	Masse volumique	kg/m^3
C_p	Chaleur spécifique massique	$J/kg^\circ K$
τ_{AB}	Contrainte de cisaillement	N/mm^2
K_s	Pression spécifique de coupe	N/mm^2

INTRODUCTION

Les fluides de coupe sont présents dans la majorité des opérations d'usinage. Il est connu qu'un fluide de coupe choisi et appliqué adéquatement permet d'augmenter la productivité [14]. En effet, les fluides de coupe ont deux rôles principaux au cours de l'opération d'usinage : le refroidissement et la lubrification. Le refroidissement permet d'avoir une stabilité thermique de système outil/pièce-machine. Cette stabilité thermique améliore la précision dimensionnelle [15]. De plus, grâce à leur effet lubrifiant, les fluides de coupe permettent de réduire les forces de frottement sur la face de coupe de l'outil [16]. Finalement, la lubrification créée par le fluide de coupe peut améliorer le fini de surface de la pièce usinée [17].

Malgré ces avantages, les fluides de coupe ont des effets négatifs sur la santé des employés, sur l'environnement et sur le coût de revient de la pièce. D'ailleurs, les fluides de coupe sont des milieux favorables au développement de microorganismes [18]. La présence des organismes pathogènes dans les fluides de coupe a été confirmée par plusieurs auteurs [19, 20, 21, 22]. De plus, il a été démontré par le National Institute for Occupational Safety and Health (NIOSH) que les fluides de coupe peuvent causer des maladies dermatologiques comme la dermatite. Sans oublier le fait que quelques additifs des fluides de coupe sont même cancérigènes [23].

En ce qui concerne l'environnement, les États-Unis d'Amérique, par exemple, consomment approximativement quatre millions de litres de liquide de coupe [22]. Ces pertes en liquide de coupe peuvent causer des dommages aux rivières, aux fleuves et à la nappe aquifère [23]. De plus, l'utilisation de fluides de coupe représente entre 7 % à 17 % du coût de fabrication de la pièce [24]. Ce coût est justifié par les frais d'entreposage, la décontamination de fluides usés, le recyclage et les opérations de nettoyage de machines [25, 26].

Ainsi les nouvelles réglementations, la conscience des consommateurs et des industriels ont poussé à chercher des techniques d'usinage propre. Dans cet esprit, plusieurs solutions étaient proposées pour limiter les effets négatifs de l'utilisation de fluides de coupe : (i) L'usinage avec Quantité Minimale de Lubrifiant (ii) L'usinage autolubrifiant (iii) L'usinage à sec. Pour la méthode MQL (Minimum Quantity of Lubricant) le fluide de coupe atomisé est arrosé directe-

ment sur la zone de coupe avec un débit optimisé. Cette méthode a pour avantage de réduire la quantité de fluide de coupe et de minimiser le risque de maladies dermatologiques en abaissant les émissions d'aérosols. Plusieurs compagnies offrent des technologies pour réaliser cette solution. La méthode MQL présente l'inconvénient de persistance de l'utilisation de fluide de coupe. Cette méthode présente aussi l'inconvénient d'un coût d'installation élevé.

La deuxième alternative qui est l'usinage autolubrifiant, consiste à réduire le coefficient de friction outil-copeau sans utiliser un liquide de coupe. Songmene et al. [27] ont montré l'amélioration de l'usinabilité des composites à matrice métallique graphitique par l'addition de graphite. Le graphite ajouté joue le rôle de lubrifiant et réduit le coefficient de friction. L'ajout de graphite n'est pas toujours possible, par conséquent cette solution est applicable pour des cas particuliers seulement. C'est pourquoi il est important d'explorer des méthodes qui sont applicables à la plupart des alliages métalliques.

L'un des procédés potentiellement intéressant est l'usinage à sec où la pièce est usinée sans aucun liquide de coupe. Puisqu'avec un choix judicieux de paramètres de coupe, il est possible d'usiner tout matériau à sec [26]. Dans le contexte industriel, les paramètres de coupe sont souvent choisis pour maximiser la production. Ce critère de choix conduit, généralement, à une usure accélérée des outils de coupe. C'est pourquoi il est conseillé d'utiliser des outils de coupe revêtus en TiN , TiC ou Al_2O_3 . Ces revêtements sont utilisés en raison de leur stabilité thermique importante [28]. Malgré l'usure rapide de l'outil, l'usinage à sec présente un gain économique et écologique important. La marge de perte tolérée en durée de vie comparative-ment à l'usinage avec lubrifiant se situe entre 7% et 17%.

La majorité des études sur l'usinage à sec investiguait les mécanismes d'usure parce que l'usure des outils de coupe augmente rapidement avec la vitesse de coupe. Cependant, l'usinage des alliages d'aluminium fait l'exception, car la vitesse de coupe n'est pas limitée par l'usure de l'outil [29]. King et al. [30] ont montré que l'usinabilité des alliages d'aluminium n'est limitée que par les performances de la machine. Ce qui peut justifier la raison pour laquelle il y a eu peu de recherches sur l'usinage à sec et à grande vitesse de l'aluminium. Mais avec la progression

rapide de la technologie d'UGV, des nouveaux problèmes sont apparus comme : l'élévation de contraintes résiduelles, la distorsion de la pièce et les problèmes de fini de surface de la pièce.

Pour apporter des solutions à ces problèmes, une compréhension des phénomènes ayant lieu au cours de l'UGV à sec est nécessaires. Ceci a conduit à beaucoup de contributions dans la modélisation de l'usinage en général et du procédé de fraisage particulièrement.

Par exemple, l'aspect pulsatoire des efforts de coupe au cours des opérations de fraisage a fait l'objet de plusieurs études. De nombreuses études publiées, dans les dernières années, sont focalisées sur l'estimation des efforts de coupe par une approche mécanistique [31, 32, 33, 34, 35, 36] ou semi-analytique [37, 38]. L'aspect dynamique du fraisage a suscité l'intérêt de plusieurs auteurs [39, 33, 40, 41]. D'autres auteurs se sont intéressés aux aspects thermiques [42, 43, 44].

Il n'y avait pas un modèle généralisé qui regroupe tous ces aspects en même temps. Cependant, Radulescu [45] a fait l'exception en développant un modèle qui traite des aspects dynamiques et thermiques de l'usinage à grande vitesse. Dans ce modèle, le couplage thermomécanique n'a pas été considéré.

Actuellement, il y a peu de travaux qui traitent des aspects écologiques de l'usinage à sec et à grande vitesse. En effet, lors de choix de conditions de coupe cet aspect est généralement ignoré. L'un des principaux objectifs du présent travail est de montrer la possibilité de l'intégration du facteur écologique dans le choix des conditions de coupe. Cette intégration sera faite par le développement des modèles prédictifs pour l'usinage à grande vitesse à sec. Les modèles à développer porteront principalement sur les quatre aspects suivants : les émissions de particules métalliques, les forces de coupe, la température de coupe et les vibrations. Ces différents aspects ont fait l'objet d'articles de qui ont été publiés dans des revues renommées dans le domaine de l'usinage : International Journal Machine Tools and Manufacture, Journal of Materials processing technology et Journal of Materials engineering and performance.

Ces articles sont mis en annexe dans les formats de leurs publications. La présente thèse se subdivise en trois chapitres. Le premier chapitre présente une revue de littérature sur les différents modèles en usinage. Le deuxième chapitre traitera principalement les équations constitutives en usinage et leurs utilisations pour construire des modèles prédictifs.

Le dernier chapitre constitue un résumé substantiel des articles réalisés pendant les trois ans de la thèse. Une conclusion générale avec des recommandations pour des travaux futurs viennent clore le travail.

CHAPITRE 1

REVUE DE LITTÉRATURE

1.1 Introduction

L'usinage par enlèvement de matière est l'un des procédés les plus répandus pour la mise en forme des métaux. Les phénomènes surgissant au cours de l'usinage de métaux sont identifiés depuis des décennies. Pourtant, ils ne sont pas encore totalement maîtrisés. Pour surmonter cet inconvénient, tout en ayant des pièces de meilleur qualité et une durée de vie d'outil plus longue, il est nécessaire d'optimiser les paramètres de coupe.

Le nombre important de paramètres intervenant dans une opération de coupe rend les essais pour l'optimisation fastidieux et coûteux. Les essais à réaliser vont dépendre des exigences imposées pour l'utilisation de la pièce. Chacune des exigences est influencée par un ou plusieurs phénomènes qui surgissent au cours de l'opération d'usinage. Les phénomènes les plus importants sont résumés dans l'organigramme de la figure 1.1 qui explique la relation entre les phénomènes de la coupe et la qualité de la pièce usinée.

Pour étudier les différents phénomènes listés ci-haut, la plupart des opérations d'usinage peuvent être ramenées à une opération de coupe élémentaire : la coupe orthogonale. Mais chaque opération a ses particularités qui doivent être considérées lors de l'analyse. Par exemple, le fraisage, avec son caractère intermittent, pose divers problèmes aux fabricants. En utilisant des fraises à deux tailles à bout plat, trois types d'opérations peuvent être réalisés :

- Fraisage de rainure (Rainurage) ;
- Fraisage combiné où le périphérique de l'outil est utilisé en prédominance ;
- Fraisage combiné où les dents de l'outil sont utilisées en prédominance.

Si le sens de déplacement est en concordance avec le sens de rotation de l'outil, c'est le fraisage en avalant (figure 1.1.b). Dans le cas inverse, c'est le fraisage en opposition (1.1.a). Martelotti

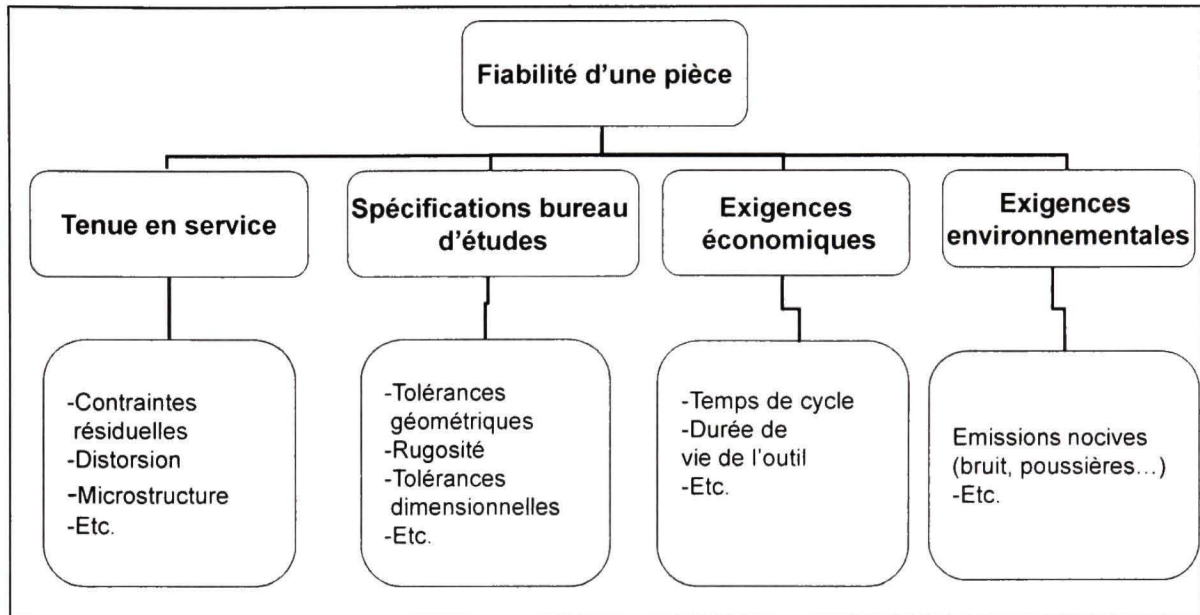


Figure 1.1 Relation entre les caractéristiques de la pièce usinée et les phénomènes d'usinage.

[46, 47] était le premier à comparer expérimentalement ces deux stratégies de fraisage. Le fraisage en opposition est plus répandu que le fraisage en avalant. Le fraisage en avalant comporte certains avantages et désavantages selon [48] :

Avantages

- a. Convenance particulière pour l'usinage des pièces minces et difficiles à maintenir ;
- b. Réduction des efforts de fixation pour maintenir la pièce en placé, comparé au fraisage en opposition ;
- c. Constance du parallélisme et des côtes, surtout en ce qui concerne les pièces minces ;
- d. Absence de bavures au point de passage de la fraise à l'extrémité de la pièce où telles bavures ne peuvent pas être tolérées ;
- e. Réduction de 20% de la puissance indispensable pour l'usinage ;

- f. Réduction du risque de collage du copeau ;
- g. Minimisation de vibrations vu que les forces tangentielles de coupe vont aider à fixer la pièce sur la table.

Désavantages

- a. Pour les fraiseuses conventionnelles, impossibilité d'exécution de cette méthode à moins que la machine soit dotée d'un mécanisme de reprise de jeux dans les différents axes de mouvement de la machine ;
- b. Impossibilité d'exécution sur des pièces coulées ou sur de l'acier laminé à chaud parce que la croûte de surface endommagerait la fraise.

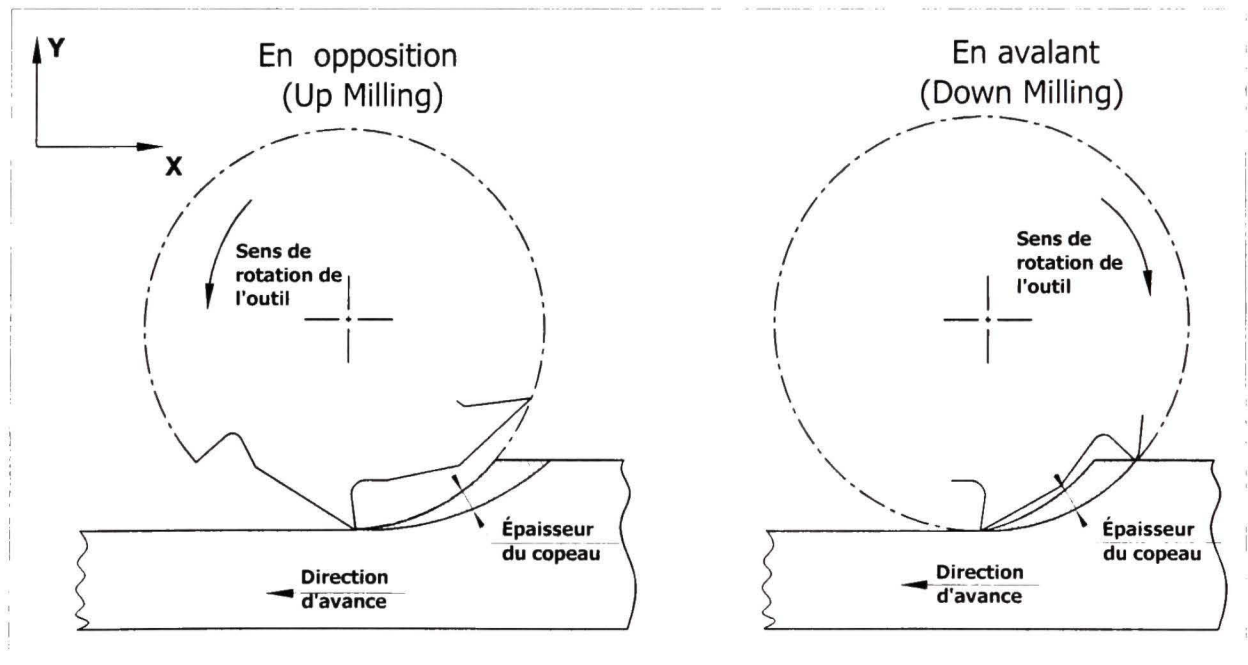


Figure 1.2 Fraisage en avalant et en opposition.

Le fraisage avec fraise à deux tailles permet de travailler une variété de profils géométriques. Ce procédé est utilisé pour réaliser des pièces de différentes formes dans plusieurs domaines de l'industrie (automobile, aéronautique, injection plastique, etc.). Dans ces domaines, les pièces

sont généralement de forme complexe. Pour les réaliser il est possible de les assembler à partir de plusieurs pièces plus simples. Cette approche est coûteuse puisqu'un temps considérable doit être consacré à l'assemblage. C'est pour cette raison que les industriels préfèrent, généralement, des pièces intégrales à des pièces assemblées. Mais, vu la complexité des pièces, le temps de cycle est élevé aussi. Cet inconvénient a été surmonté depuis quelques décennies avec l'émergence de l'usinage à grande vitesse.

Avec l'arrivée de l'UGV, les temps de cycle ont été divisés par un facteur de trois à quatre fois. L'UGV permet d'augmenter le taux d'enlèvement de matière. En effet, il est possible d'enlever la même profondeur de passe sur plusieurs passes plus petites mais plus rapidement. Vu les grandes vitesses d'avance, il est important de ne pas prendre des "grosses" passes en UGV. Les grandes profondeurs peuvent causer un dépassement de la puissance maximale de la machine ou de son couple maximum. Pour ce faire, il est important d'estimer les forces de coupe pour prédire la puissance et le couple dont on a besoin pour une opération d'usinage. Dans la section suivante, une revue de différents modèles de force de coupe sera présentée.

1.2 Les modèles de forces de coupe

Le développement des modèles pour estimer les efforts de coupe en fraisage peut être fait selon plusieurs approches. Il existe principalement deux approches populaires pour estimer les efforts de coupe en fraisage (a) Une approche mécanistique (b) Une approche analytique.

1.2.1 Modèles mécanistiques

Dans les modèles mécanistiques, la force de coupe est censée être proportionnelle à l'aire du copeau à enlever. Cette relation est exprimée par un coefficient de proportionnalité nommé pression spécifique de coupe (N/mm^2). Koenigsberger et al. [31] ont utilisé cette approche pour exprimer la force instantanée de coupe comme suit :

$$F(t) = K_s A_d f \sin \varphi \quad (1.1)$$

La pression spécifique de coupe K_s était exprimée comme suit :

$$K_s = Ch^x \quad (1.2)$$

Avec C et x deux constantes qui dépendent des matériaux de la pièce et de l'outil. L'épaisseur de coupe h est calculée selon la formule de Martellotti [46].

$$h = f \sin \varphi \quad (1.3)$$

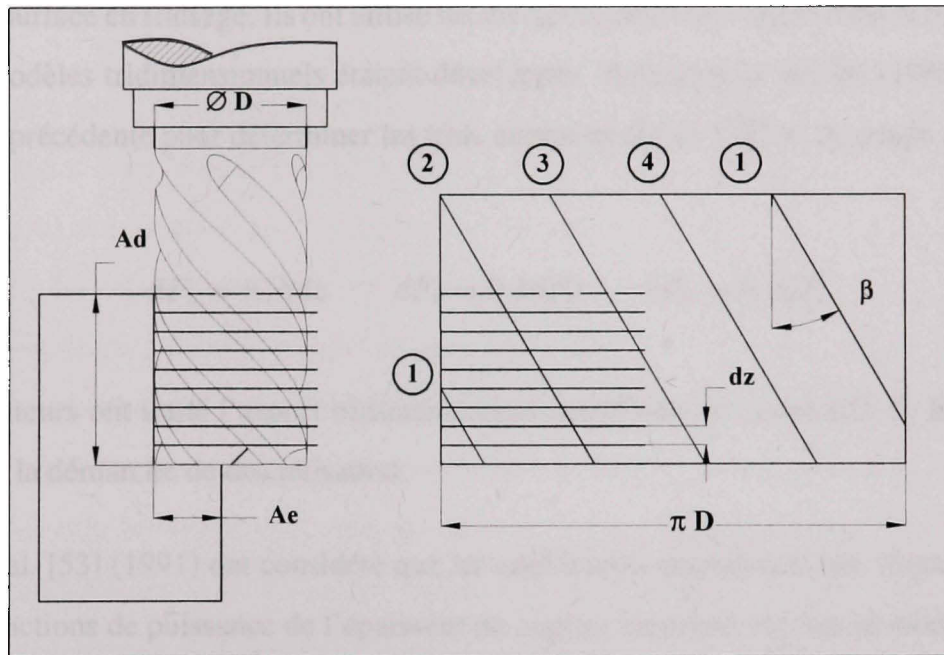


Figure 1.3 Discretisation d'une fraise à quatre flutes¹.

La démarche était appliquée pour le fraisage en roulant et le surfacage. Le modèle de Koenigsberger et al. [31] était validé pour des vitesses de coupe allant jusqu'à $40m/min$ pour différents angles d'hélice. Dans ce premier modèle il n'était pas tenu compte de vibrations, déflexions de l'outil et de la pièce et du faux rond de l'outil. Tulsty et al. [33] ont présenté aussi un modèle pour estimer les efforts instantanés de coupe. La démarche Keoingsberger a été utilisée. Dans

ce modèle, l'outil de coupe est découpé en " disques " parallèles suivant l'axe Z, figure 1.3. Les efforts élémentaires tangentiels, dF_t , et radial, dF_r , sont exprimés comme suit :

$$dF_t = K_t h dz \quad dF_r = K_f h dz \quad (1.4)$$

K_t et K_r sont les coefficients de pression spécifique tangentielle et radiale. Pour retrouver la force totale qui agit sur l'outil, il suffit d'intégrer les forces élémentaires dF_t et dF_r suivant l'axe Z et de prendre en compte le nombre de dents engagés dans la coupe. Kline and Devor [49, 50] (1980-1982) ont développé un autre modèle mécanistique de force de coupe pour prédire l'erreur de surface en fraisage. Ils ont utilisé les mêmes expressions citées dans la référence [33]. D'autres modèles tridimensionnels étaient développés. Roterberg et al.[34] (1988) ont étendu l'approche précédente pour déterminer les trois composantes de l'effort de coupe F_t , F_r , F_z .

$$dF_t = K_t h dz \quad dF_r = 0.4 dF_t \quad dF_z = 0.3 dF_t \quad (1.5)$$

D'autres auteurs ont traité l'aspect tridimensionnel des efforts de coupe [51, 5, 52] et ont employé aussi la démarche de discrétisation.

Altintas et al. [53] (1991) ont considéré que les coefficients de pression spécifiques K_t and K_r sont des fonctions de puissance de l'épaisseur du copeau moyenné sur une révolution de l'outil noté h_a . Ces coefficients sont exprimés comme suit :

$$K_t = M_t h_a^{-p} \quad K_r = M_r h_a^{-q} \quad (1.6)$$

Altintas [54] déclarait qu'il est possible d'étendre ces coefficients pour devenir dépendant de la vitesse de coupe. De cette façon, la sensibilité des modèles mécanistiques aux conditions de coupe sera améliorée. Pour rendre ce modèle sensible à la géométrie de l'outil, Engin et Altintas [35, 41] ont développé un modèle général pour le procédé de fraisage et pour différentes

géométries d'outil. Pour une revue détaillée sur les modèles mécanistiques, le lecteur peut se reporter à [55, 22].

La majorité de modèles mécanistiques se fondent sur la force moyenne de coupe pour estimer la force instantanée. Il est connu que cette méthode est affectée par des problèmes de charge associés aux capteurs piézoélectriques [36]. C'est pourquoi il est conseillé d'identifier les coefficients de pression à basse vitesse de coupe [56]. Dans ce cas, les phénomènes qui apparaissent à grande vitesse sont négligés. Par la suite, l'extrapolation de modèles existants à la coupe à grande vitesse n'est probablement pas précise. En plus, la relation linéaire considérée entre la force de coupe et l'avance utilisée pour déterminer les coefficients de pression spécifiques n'est pas une relation fiable.

Pour établir des modèles mécanistiques, il faut passer par l'étape d'expérimentation. Le nombre de tests à réaliser dépend de la précision souhaitée du modèle. Ces tests sont coûteux et longs. Wang et al.[36] ont présenté une méthode pour identifier ces coefficients en coupe et à partir d'un seul test. La méthode se fonde sur les expressions analytiques de coefficient de Fourier de la force de coupe. L'inconvénient de cette méthode est qu'elle nécessite la connaissance de l'espacement angulaire entre les dents de l'outil. Les auteurs ont rapporté que la méthode n'est pas applicable dans certaines conditions de coupe [36]. En plus, la méthode n'est pas recommandée pour les outils avec plus que deux flutes et à faibles angles d'hélice. Plusieurs autres méthodes étaient proposées pour estimer les coefficients de pression [57, 58, 59, 60], mais les tests expérimentaux étaient toujours nécessaires.

1.2.2 Modèles analytiques

Les modèles analytiques sont fondés sur la transformation de la coupe oblique à la coupe orthogonale. Les coefficients de pression spécifiques sont déterminés à partir des conditions de coupe et des propriétés du matériau à usiner. Mounayri et al. (1998) [37] ont utilisé l'approche analytique pour déterminer les forces de coupe pour une opération de fraisage avec des outils hémisphériques. Les forces élémentaires étaient exprimées comme suit :

$$dF_t = \frac{\tau \cos(\lambda - \gamma)}{\sin \phi \cos(\phi + \lambda - \gamma)} h dz \quad (1.7)$$

$$dF_r = \frac{\tau \sin(\lambda - \gamma)}{\sin \phi \cos(\phi + \lambda - \gamma)} h dz \quad (1.8)$$

Mounayri et al. [37] ont utilisé des expressions empiriques pour l'angle de frottement λ et l'angle de cisaillement ϕ .

Dans les équations (1.7) et (1.8), la contrainte de cisaillement τ est supposée être uniforme dans toute la zone de cisaillement. De plus, une distribution uniforme de température a été considérée. Ces hypothèses ne sont pas valides pour le cas de l'usinage à grandes vitesses. En effet, au cours de l'Usinage à Grandes Vitesses, le gradient de température et de contrainte est très élevé dans le sens de l'écoulement dans la ZPC.

Altintas [54] a utilisé la valeur moyenne de la contrainte de cisaillement et la valeur moyenne de la température dans la ZPC pour trouver des expressions similaires aux équations (1.7) et (1.8). Une méthode détaillée a été présentée dans [54] pour retrouver analytiquement les coefficients de pression spécifique. Altintas [54] a rapporté que la contrainte dans la zone de cisaillement est plus grande que la contrainte de cisaillement initiale qui était mesurée à partir des tests standards de traction. L'auteur souligne que la variation de la température avec la variation de l'épaisseur du copeau peut modifier la contrainte dans la zone de cisaillement primaire. L'utilisation de valeurs moyennes pour la contrainte, la déformation, la vitesse de déformation et la température peut en donner des résultats inexacts.

En effet, il est connu que les valeurs moyennes de la contrainte, de la déformation, de la température ne sont pas sensibles aux conditions de coupe pour des épaisseurs du copeau relativement supérieure à $50 \mu m$ [61].

Becze et al. [38] ont développé un modèle de force analytique fondé sur la théorie de formation du copeau. Le modèle était utilisé afin de prédire les forces de coupe pour le fraisage avec des

outils hémisphériques. Les grandeurs physiques comme la contrainte, la déformation, etc. sont déterminées à partir de mesures expérimentales. Cette approche est fondée sur la détermination expérimentale de l'épaisseur de la zone de cisaillement primaire. Le modèle nécessite plusieurs expériences méticuleuses. Une analyse multi-variable était utilisée pour développer des formes paramétriques de la fréquence de segmentation du copeau et de la largeur de la zone primaire de cisaillement en fonction des conditions de coupe. Les expériences nécessaires pour le modèle de Becze et al. [38] sont longues et difficiles. Dans ce cas, l'utilisation de modèle mécanistique paraît plus simple que l'approche proposée par Becze et al. [38].

La critique des divers modèles montre que les approches existantes sont partiellement prédictives. Une expérimentation est toujours nécessaire pour estimer certains coefficients nécessaires pour ces modèles. Pour accéder aux forces de coupe à partir des conditions de coupe et des propriétés de matériaux, une nouvelle approche doit être proposée. L'une des approches les plus utilisées est la transformation coupe oblique/coupe orthogonale [7]. Pour réaliser ces transformations, il est nécessaire de comprendre les phénomènes qui surviennent au cours de l'usinage pour pouvoir les modéliser. La compréhension de ces phénomènes passe par l'étude de la mécanique de coupe des métaux. Ce sujet fera l'objet de la section suivante.

1.3 Mécanique de la coupe de métaux

La plupart des opérations d'usinage sont tridimensionnelles. Le cas de la coupe bidimensionnelle ou orthogonale est utilisé pour simplifier l'étude de la coupe de métaux. Des transformations géométriques et cinématiques permettent de passer de la coupe orthogonale à la coupe oblique et vice versa.

La coupe orthogonale est un cas particulier (figure 1.4) pour lequel l'angle de direction de l'arête est $\kappa_r = 90^\circ$ (κ_r est l'angle entre P_f ² et P_s ³). En coupe orthogonale, l'outil qui a une surface de coupe plane et une seule arête de coupe droite a une direction normale à la vitesse de coupe

²Plan de travail conventionnel, P_f : plan perpendiculaire au plan de référence de l'outil P_r , au point considéré de l'arête et parallèle à la direction supposée d'avance de l'outil

³Plan de l'arête de l'outil, P_s : plan tangent à l'arête, au point considéré et perpendiculaire au plan de référence de l'outil P_r

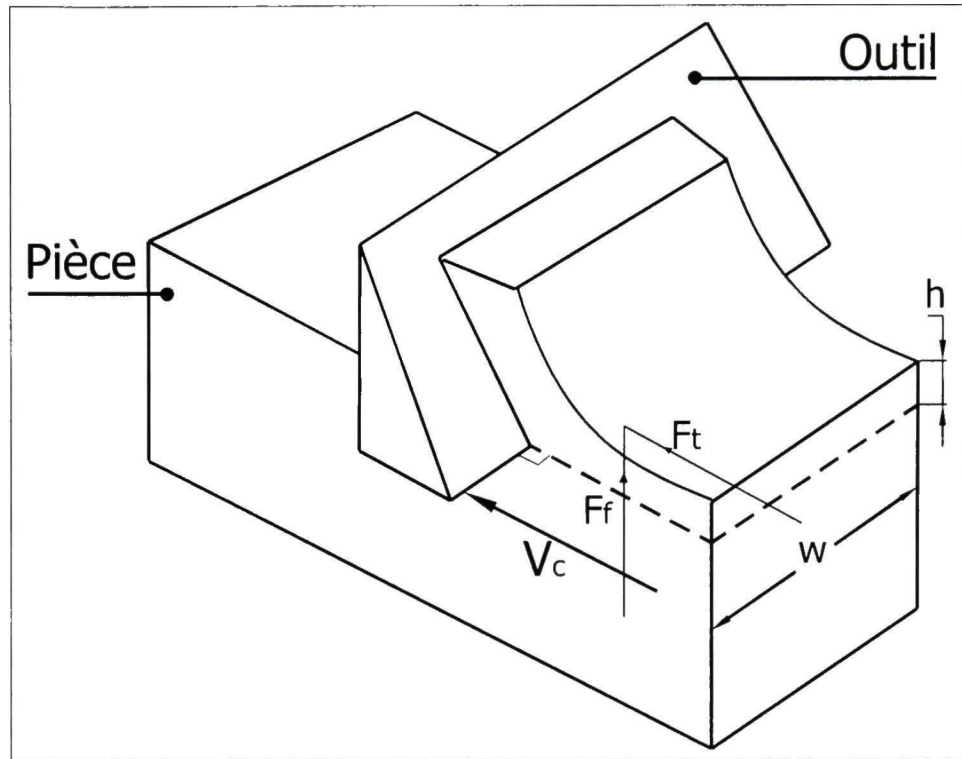


Figure 1.4 Géométrie de la coupe orthogonale.

V_c . L'outil de coupe enlève une couche de matière d'une épaisseur uniforme h et d'une largeur w . La largeur de l'arête de coupe doit être plus grande que la largeur de passe w . En plus la largeur de coupe w doit être au moins dix fois plus grande que l'épaisseur h pour garantir la condition de déformation plane. Or $h = f \sin \kappa_r$, donc $w \gg 10f$.

En coupe orthogonale, l'effort exercé sur l'outil de coupe a deux composantes seulement F_c et F_f . L'effort de coupe F_c est parallèle à la direction de la vitesse V_c . L'effort d'avance F_f est parallèle à la direction d'avance f .

En coupe oblique, l'arête de coupe a une direction inclinée d'un angle (i) par rapport à la direction perpendiculaire à la fois à la vitesse de coupe et à la vitesse d'avance. En plus de deux forces F_c et F_f une force supplémentaire F_r agit dans la direction radiale (figure 1.5).

Les opérations de fraisage, de perçage et de tournage sont des opérations de coupe oblique. Deux opérations de tournage sont reconnues être modélisables en deux dimensions : la coupe

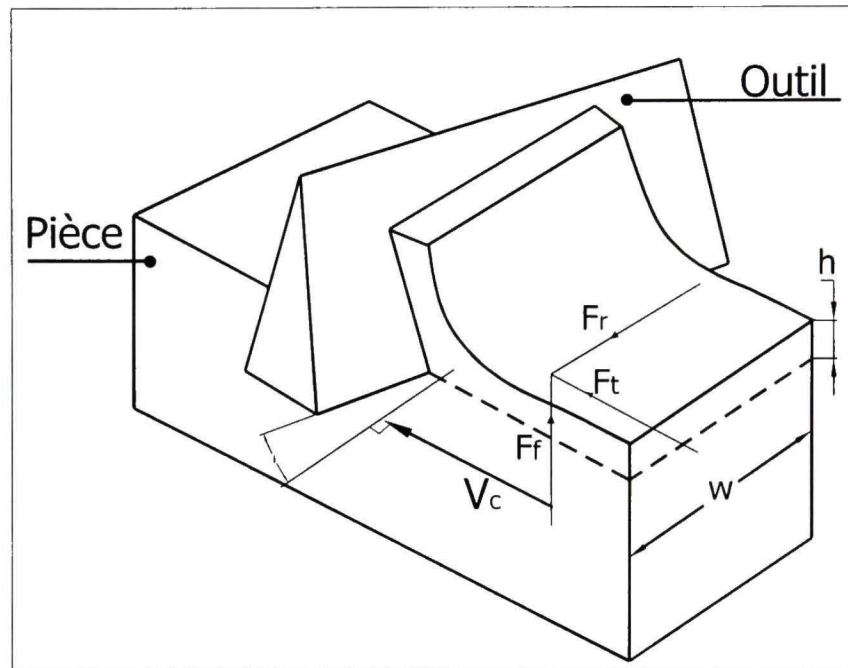


Figure 1.5 Géométrie de la coupe oblique.

orthogonale en plongée (chariotage de paliers, figure 1.6.a) et la coupe orthogonale de côté (dressage de pièces creuses, figure 1.6.b).

L'un des intérêts majeurs de l'étude de la coupe orthogonale est que les niveaux de grandeurs physiques sont approximativement les mêmes pour tous les plans parallèles au plan (F_c , F_t). Mais si un seul de ces plan est considéré, la distribution de grandeurs physiques est très disperses d'une zone à l'autre. En effet, au moyen d'observations micrographiques sur des copeaux obtenus par des essais de coupe brusquement interrompue (Quick-Stop), trois zones de cisaillement apparaissent lors de la formation du copeau (figure 1.7). Ces zones de cisaillement sont :

- Zone 1 : Zone de cisaillement primaire (ZCP), elle provient d'un changement de la direction d'écoulement de la matière. Elle est le siège d'un cisaillement et d'un taux de cisaillement intense ;

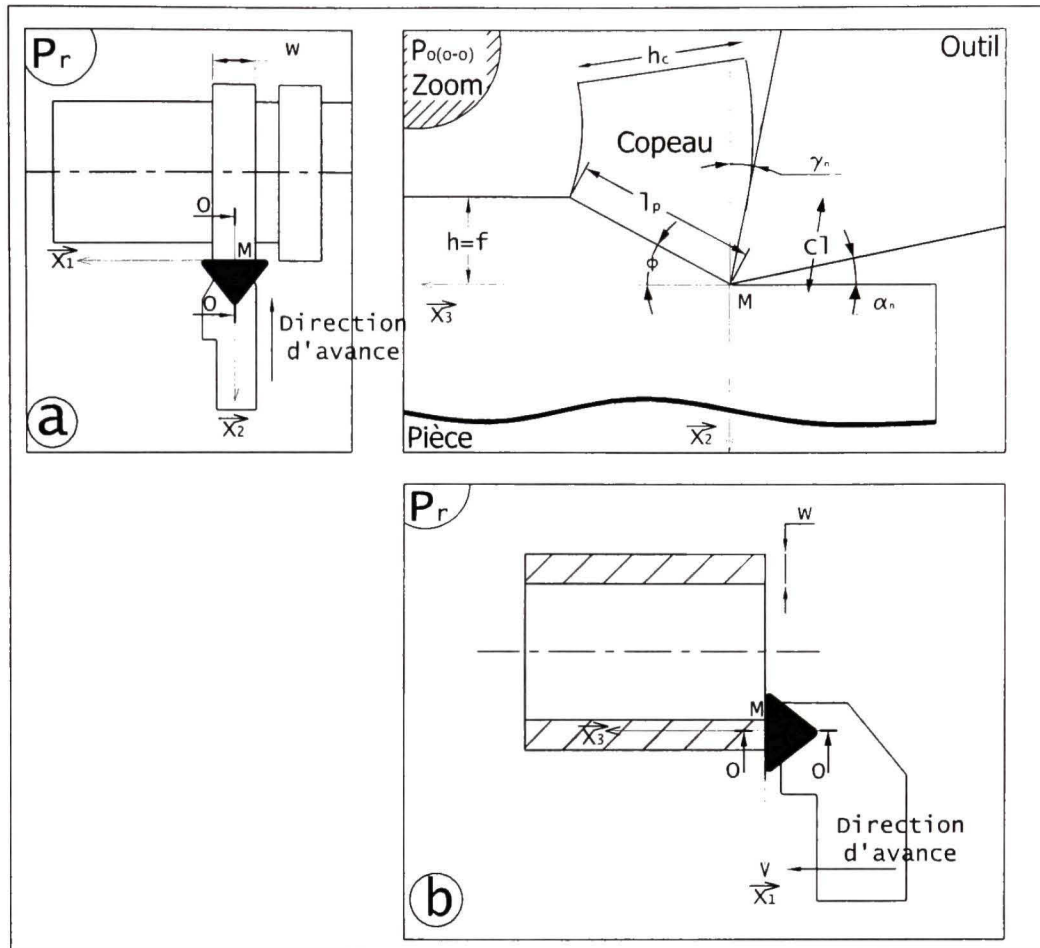


Figure 1.6 Essais de coupe orthogonale (a) en plongée (b) de côté.

- Zone 2 : Zone de cisaillement secondaire (ZCS), induite par le frottement du copeau sur l'outil. Elle est soumise à des taux élevés de cisaillement et à une forte élévation de température engendrée par le frottement ;
- Zone 3 : Zone de séparation du copeau de la pièce. Dans cette zone, l'outil exerce un effort de compression sur le matériau qui est refoulé et qui se sépare en deux parties : pièce et copeau.

Les trois zones sont le siège d'un cisaillement et d'un taux de cisaillement intenses, ce qui induit plusieurs phénomènes physiques, chimiques et mécaniques (Friction, soudage, diffusion...). L'ensemble de ces phénomènes conduit à une variété de formes de copeaux.

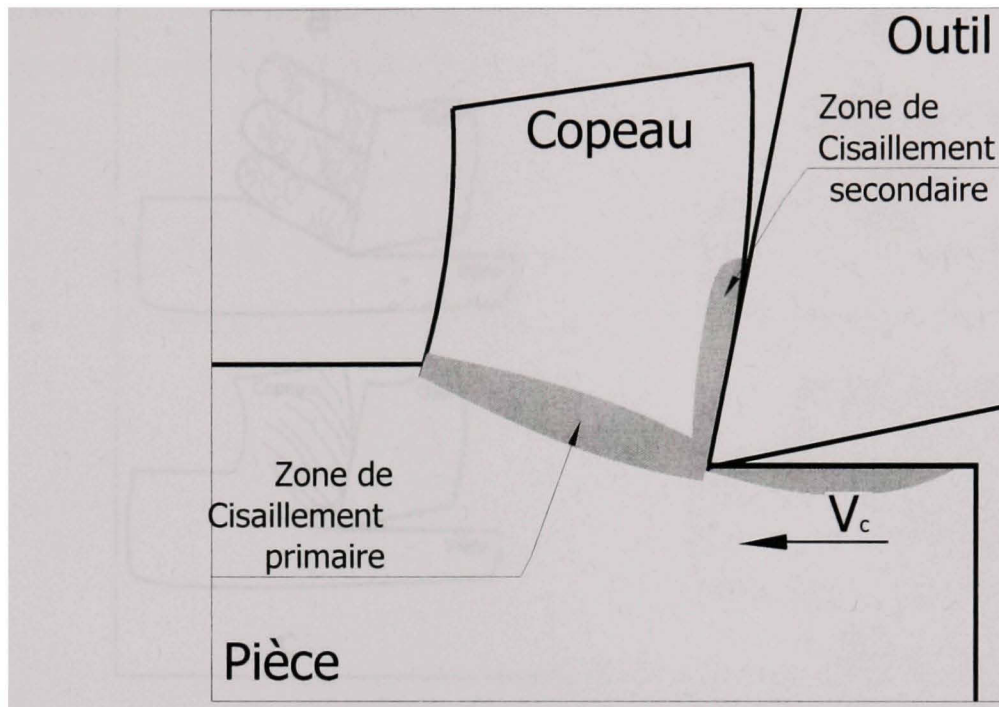


Figure 1.7 Les principales zones de cisaillement.

Ces différentes formes obtenues au cours de l'usinage de métaux sont présentées sur la figure 1.8 : (a) Le copeau fragmenté (b) Le copeau continu sans arête rapporté (c) Le copeau avec arête rapportée (d) Le copeau cisailé.

La classification de forme de copeau est très utile pour la modélisation de procédé de coupe. Malgré l'existence de différents modèles analytiques et numériques de la coupe, il est toujours difficile de prédire la forme exacte du copeau qui sera généré pour un ensemble de conditions de coupe. C'est pourquoi une grande majorité de modèles de coupe traitent le cas du copeau continu (1.8.b).

Les modèles de coupe les plus connus seront présentés dans la section suivante. Il faut souligner que la présentation suivante ne couvrira pas tous les modèles de coupe de la littérature. En effet, elle ne se veut qu'une revue sommaire de modèles les plus connus.

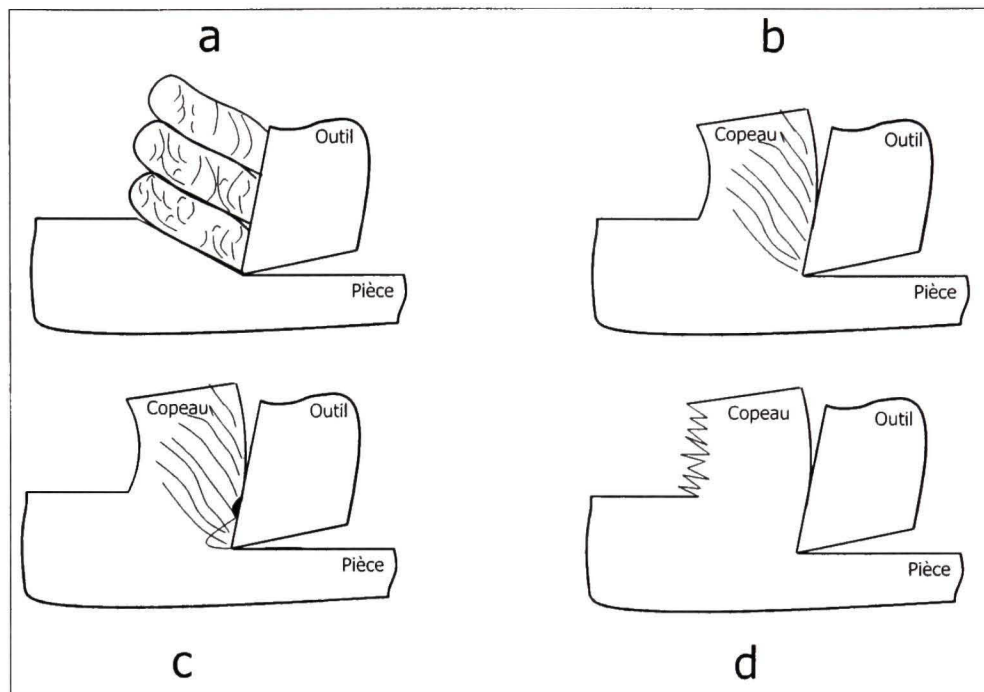


Figure 1.8 Différents types du copeau : a) Copeau fragmenté b) copeau continu sans arête rapportée c) copeau avec arête rapportée d) copeau cisailé.

1.4 Modèles analytiques et numériques de la coupe orthogonale

1.4.1 Les modèles analytiques

1.4.1.1 Modèle mécanique de Merchant

Ce modèle adopte l'approche proposée par Timmer (1896) et suggère que la séparation copeau-pièce s'effectue suivant des plans inclinés par rapport à la direction de coupe. Cette approche est fondée sur l'observation expérimentale faite par plusieurs chercheurs : "Le copeau continu est formé par une déformation plastique au niveau d'une zone qui se déplace depuis l'arête de coupe de l'outil jusqu'à la surface libre du copeau".

Dans ce modèle, l'angle du cisaillement ϕ s'écrit comme une fonction de la géométrie de l'outil, du matériau à usiner et des conditions de coupe. Ernst et Merchant (1941) [62] étaient les

premiers à présenter une description mathématique rigoureuse de la coupe orthogonale. Dans leur premier modèle Ernst et Merchant supposent les hypothèses suivantes :

- H1 : La contrainte du cisaillement est maximale dans la direction du plan du cisaillement ;
- H2 : Le coefficient de frottement outil-copeau est indépendant de l'angle du cisaillement ;
- H3 : La résultante des forces est indépendante de l'angle du cisaillement.

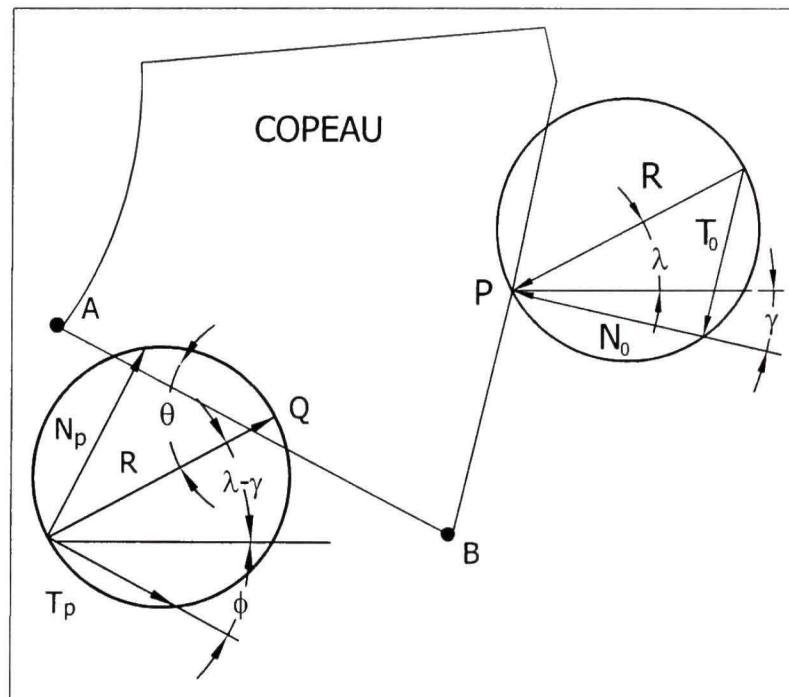


Figure 1.9 Diagramme des efforts de Merchant.

Les auteurs ont utilisé les principes de la mécanique pour étudier l'équilibre du copeau. Ce diagramme est présentée sur la figure 1.9, d'après lequel on peut écrire que :

$$\tau = \frac{T_p}{A} = \frac{R \cos(\phi + \lambda - \gamma) \sin \phi}{A_0} \quad \text{Avec} \quad A = \frac{A_0}{\sin \phi}$$

En considérant l'hypothèse H3 on peut écrire que :

$$\frac{\partial \tau}{\partial \phi} = 0 \quad (1.9)$$

Donc :

$$\frac{\partial \tau}{\partial \phi} = \frac{R(\cos(\phi + \lambda - \gamma) \cos \phi - \sin(\phi + \lambda - \gamma) \sin \phi)}{A_0} = 0 \quad (1.10)$$

Ce qui donne :

$$\cos(2\phi + \lambda - \gamma) = 0 \quad (1.11)$$

et par la suite :

$$\boxed{\phi = \frac{\pi}{4} + \frac{\gamma}{2} - \frac{\lambda}{2}} \quad (1.12)$$

L'expression ci-haut de l'angle de cisaillement est similaire à l'équation de Zvorikini (1893).

Merchant a établi que la puissance consommée s'écrit :

$$P = V_c F_c = V_c \tau A \frac{\cos(\lambda - \gamma)}{\cos(\phi + \lambda - \gamma) \sin \phi} \quad (1.13)$$

Les résultats expérimentaux n'étaient pas en bonne corrélation avec le calcul théorique, ce qui a emmené Merchant (1945)[63] à étendre sa théorie en supposant que la contrainte du cisaillement est une fonction linéaire de la contrainte normale dans le plan du cisaillement, qui s'écrit :

$$\tau = \tau_0 + Kp \quad (1.14)$$

Où on désigne par :

K : Une constante du matériau,

p : La contrainte normale dans le plan du cisaillement.

D'après les équations(1.13) et (1.14), la puissance de coupe s'écrit :

$$P = \frac{\tau_0 A V_c \cos(\lambda - \gamma)}{[1 - K \tan(\phi + \lambda - \gamma)] \sin \phi \cos(\phi + \lambda - \gamma)} \quad (1.15)$$

Merchant considère que l'angle ϕ est l'angle qui minimise la puissance de coupe et par la suite Merchant écrit que la dérivée de la puissance par rapport à l'angle ϕ est nulle. Ce qui se traduit mathématiquement par :

$$\frac{\partial P}{\partial \phi} = 0 \quad (1.16)$$

La nouvelle expression de l'angle de cisaillement est alors,

$$\phi = \frac{\cot^{-1} K}{2} + \frac{\gamma}{2} - \frac{\lambda}{2} \quad (1.17)$$

$\cot^{-1} K$ était appelée par Merchant C, la constante d'usinage du matériau.

Plus tard, Merchant [63] a proposé un deuxième modèle fondé sur des considérations purement géométriques pour déterminer l'angle du cisaillement. Ce modèle fera l'objet de la section suivante.

Géométrie du copeau

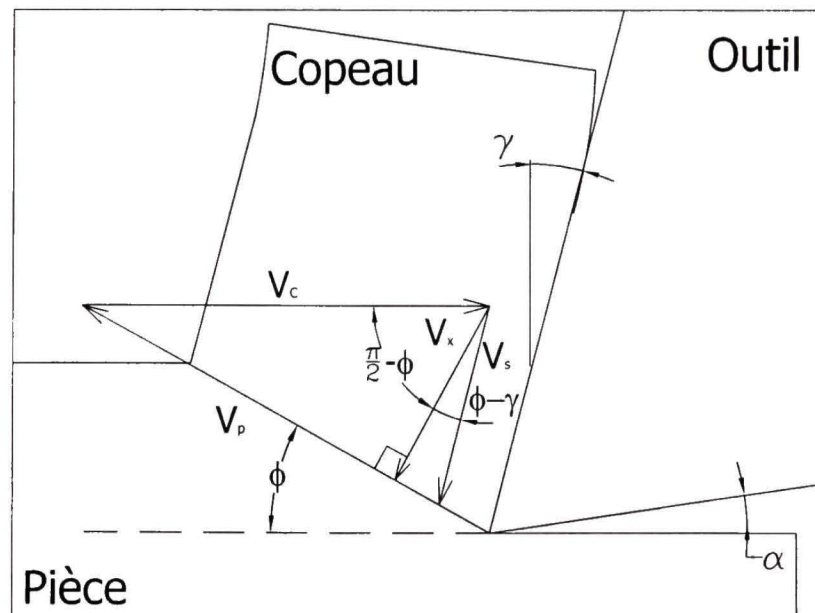


Figure 1.10 Diagramme des vitesses.

La relation entre la vitesse du cisaillement \vec{V}_p , la vitesse de coupe \vec{V}_c et la vitesse d'écoulement du copeau sur la face de coupe \vec{V}_s est montrée sur la figure 1.10. Cette géométrie est fondée sur

le fait que la vitesse du copeau par rapport à la pièce \vec{V}_p est la somme de la vitesse d'écoulement par rapport à l'outil et la vitesse relative de l'outil par rapport à la pièce.

$$\begin{cases} \vec{V}_{\text{copeau/pièce}} = \vec{V}_{\text{copeau/outil}} + \vec{V}_{\text{outil/pièce}} \\ \vec{V}_p = \vec{V}_x + \vec{V}_c \end{cases} \quad (1.18)$$

Pour interpréter la déformation en cisaillement subie par le copeau, Merchant utilise le schéma

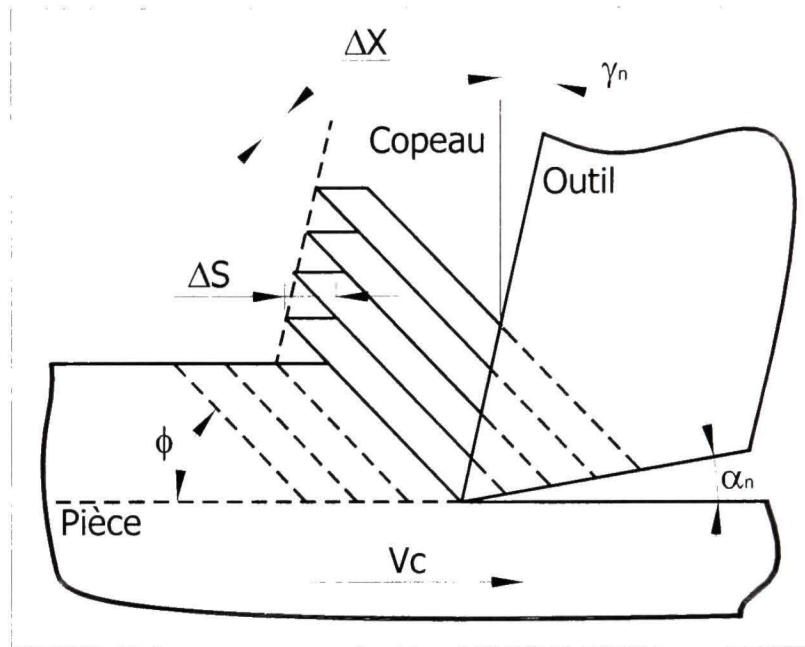


Figure 1.11 Détermination géométrique de γ .

de la figure 1.11 proposé par Mallock pour expliquer la séparation copeau-pièce. 'Les cartes glissantes' sont supposées avoir une épaisseur ΔX , qui est très faible pour les métaux.

Chaque élément d'une épaisseur ΔX est déplacé d'une distance ΔS par rapport à l'élément voisin, donc le cisaillement peut être exprimé par l'équation suivante :

$$\bar{\gamma} = \frac{\Delta S}{\Delta X} \quad (1.19)$$

L'équation 2.1 peut être écrite comme suit :

$$\bar{\gamma} = \frac{\frac{\Delta S}{\Delta t}}{\frac{\Delta X}{\Delta t}} = \frac{V_p}{V_x} \quad (1.20)$$

D'après le diagramme de vitesse représentée sur la figure 1.10 :

$$\cos\left(\frac{\pi}{2} - \phi\right) = \frac{V_x}{V_c} \implies V_c = \frac{V_x}{\sin \phi} \quad (1.21)$$

En faisant la projection de la relation vectorielle 1.18 sur le plan du cisaillement :

$$V_p = V_c \cos \phi + V_x \tan(\phi - \gamma) \Leftrightarrow V_p = V_c(\cos \phi + \sin \phi \tan(\phi - \gamma)) \quad (1.22)$$

En remplaçant V_c par l'expression trouvée en 1.21 , l'équation 1.22 devient :

$$V_p = V_x \cot(\phi) + V_x \tan(\phi - \gamma) \quad (1.23)$$

et par la suite,

$$\bar{\gamma} = \cot \phi + \tan(\phi - \gamma) \quad (1.24)$$

Sur la figure 1.11 il est facile d'établir que :

$$\frac{\Delta S}{\Delta X} = \cot \psi \quad (1.25)$$

Les deux dernières équations permettent de retrouver une relation entre ϕ et ψ :

$$\cot \psi = \cot \phi + \tan(\phi - \gamma) \quad (1.26)$$

L'angle ψ est définie sur la micrographie du copeau telle que présentée sur la figure 1.12. Physiquement, cet angle est défini comme la direction de l'allongement de la structure cristalline de la matière. Pour obtenir des micrographies du copeau, il est nécessaire de réaliser des essais de coupe brusquement interrompue. Les essais de Quick-Stop sont connus pour leur

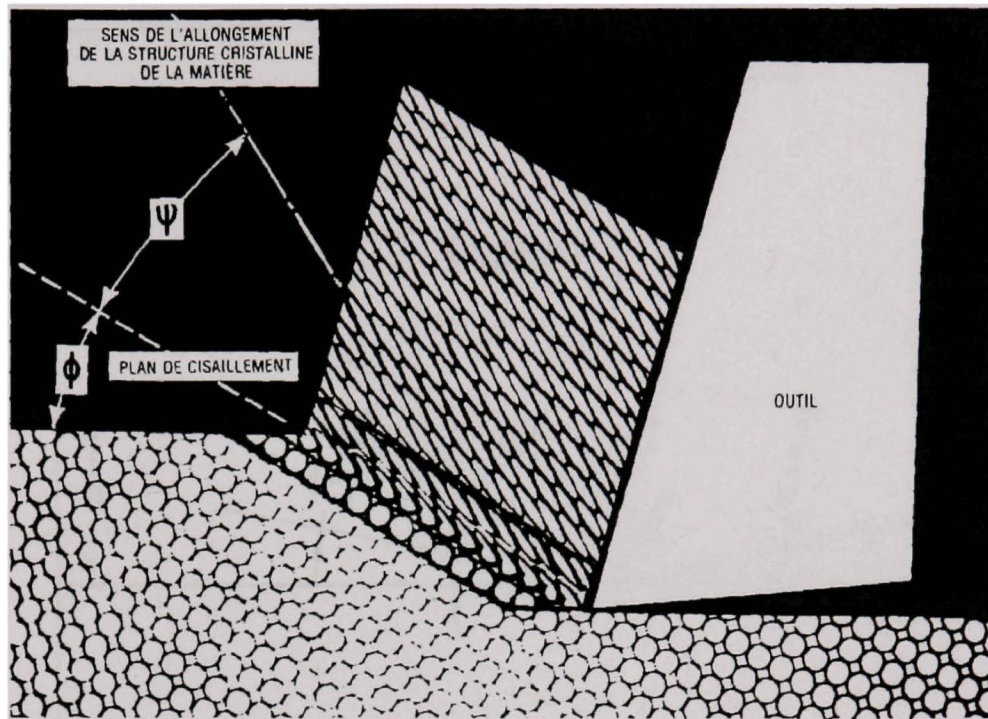


Figure 1.12 Détermination de l'angle ψ à partir de la déformation de la structure cristalline de la matière sur une micrographie [7].

difficulté et leur coût élevé. Merchant a proposé une deuxième méthode pour déterminer l'angle du cisaillement ϕ .

D'après la figure 1.13, la longueur du plan de cisaillement peut être exprimée de deux manières différentes :

$$\begin{cases} l_p = \frac{h}{\sin \phi} \\ l_p = \frac{h_c}{\cos(\phi - \gamma)} \end{cases} \quad (1.27)$$

Donc, on peut établir facilement que :

$$\frac{h}{h_c} = \frac{\sin \phi}{\cos(\phi - \gamma)} \quad (1.28)$$

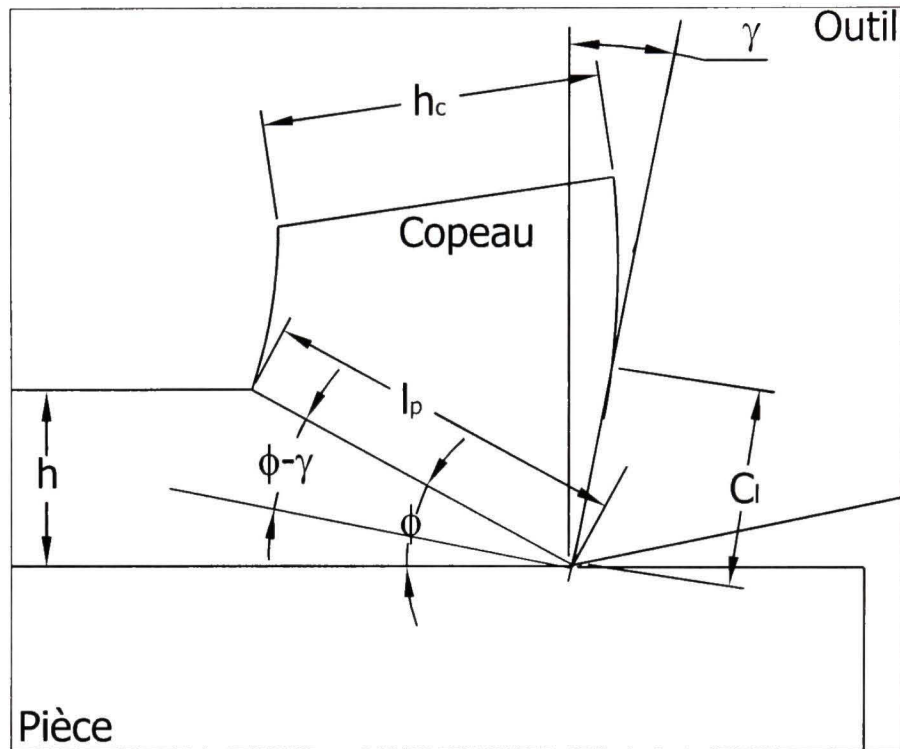


Figure 1.13 La longueur du plan du cisaillement principal AB.

et par la suite :

$$\tan \phi = \frac{\frac{h}{h_c} \cos \gamma}{1 - \frac{h}{h_c} \sin \gamma} \quad (1.29)$$

Pour déterminer le rapport $\frac{h}{h_c}$ Merchant a supposé que :

$$\frac{h}{h_c} = \frac{l_1}{l_c}$$

où l_c est la longueur du copeau après l'usinage et l_1 sa longueur avant l'usinage. En utilisant la méthode de pesée :

$$\frac{l_c}{l_1} = h_1 p \frac{\rho_c}{m_c} \quad (1.30)$$

Avec m_c masse linéique du copeau retrouvée expérimentalement, ρ_c la masse volumique du matériau et p la profondeur de passe. Ce modèle de Merchant a été utilisé aussi pour retrouver les efforts de coupe. La démarche suivie pour retrouver les équations de base de ce modèle sera présentée dans la section suivante.

Efforts de coupe

Le copeau est supposé être en équilibre, tel que montré à la figure 1.9. Il est soumis dans le plan orthogonal de coupe à :

L'action de l'outil ($\vec{R}_0 = \vec{R}$) appliquée en P , milieu de plan du contact outil copeau \vec{R}_0 se décompose en une composante normale au contact outil-copeau \vec{N}_0 et une composante tangentielle \vec{T}_0 :

$$\vec{R}_0 = \vec{R} = \vec{T}_0 + \vec{N}_0$$

L'action de la pièce ($\vec{R}_p = -\vec{R}$) appliquée en Q , milieu du plan du cisaillement primaire. \vec{R}_p se décompose en une composante normale au plan du cisaillement primaire \vec{N}_p et une composante tangentielle \vec{T}_p :

$$\vec{R}_p = -\vec{R} = \vec{T}_p + \vec{N}_p$$

Les différentes composantes de l'effort résultant R sont :

$$\left\{ \begin{array}{l} F_f = R \sin(\lambda - \gamma) \\ F_c = R \cos(\lambda - \gamma) \end{array} \right. \left| \begin{array}{l} T_p = R \cos(\phi + \lambda - \gamma) \\ N_p = R \sin(\phi + \lambda - \gamma) \end{array} \right. \left| \begin{array}{l} T_0 = R \sin \lambda \\ N_0 = R \cos \lambda \end{array} \right. \quad (1.31)$$

Avec :

$$R = \frac{\tau f p}{\sin \phi \cos(\phi + \lambda - \gamma)} \quad (1.32)$$

Commentaires

Le modèle de Merchant présente l'avantage d'être simple, toutefois il est limité à plusieurs niveaux [64] :

- L'écoulement de la matière à travers le plan de cisaillement AB ne s'effectue pas par une brusque variation de la vitesse, mais d'une façon progressive. Dès lors, le cisaillement primaire se produit dans une zone présentant une certaine épaisseur. La vitesse de déformation est donc finie alors qu'elle est infinie dans le modèle de Merchant ;

- Les efforts de coupe ne sont pas proportionnels à l'épaisseur de coupe h , et dépendent de la vitesse V_c ;
- Les conditions thermomécaniques qui règnent dans la zone primaire de cisaillement, rendent inapplicable l'hypothèse d'un comportement parfaitement plastique ;
- les conditions de frottement à l'interface outil-copeau ne sont pas indépendantes des paramètres de coupe V_c, p, h et du comportement thermomécanique du couple outil/pièce ;
- L'angle de cisaillement ϕ est indépendant de la nature du matériau usiné .

1.4.1.2 Modèle d'Oxley

Le modèle mécanique de Merchant présenté ci-dessus est incomplet dans la mesure où il néglige plusieurs effets intervenant lors de la coupe telle que l'écrouissage et les effets thermomécaniques.

Dans son modèle, Oxley [65] a introduit le comportement réel du matériau. À partir des observations expérimentales, Oxley a pu montrer que les propriétés d'écrouissage du matériau affectent la distribution de la pression hydrostatique dans la zone de formation du copeau.

Pour étendre la théorie de plan du cisaillement à des matériaux autres que les matériaux à un comportement parfaitement plastique, Oxley et Welsh ont développé la théorie de PSSZ⁴. Les auteurs ont considéré une zone de déformation plastique symétrique tel que montré à la figure 1.14. Les hypothèses considérées pour le modèle de coupe d'Oxley sont :

H1 : La formation du copeau continu ;

H2 : Les déformations sont planes ;

H3 : Le matériau est viscoplastique ;

H4 : Les grandeurs physiques à déterminer sont unidirectionnelles ;

H5 : La ZCP est divisée en deux parties d'égale épaisseur, $\frac{\Delta S_2}{2}$;

⁴PSSZ : Parallel Sided Shear Zone

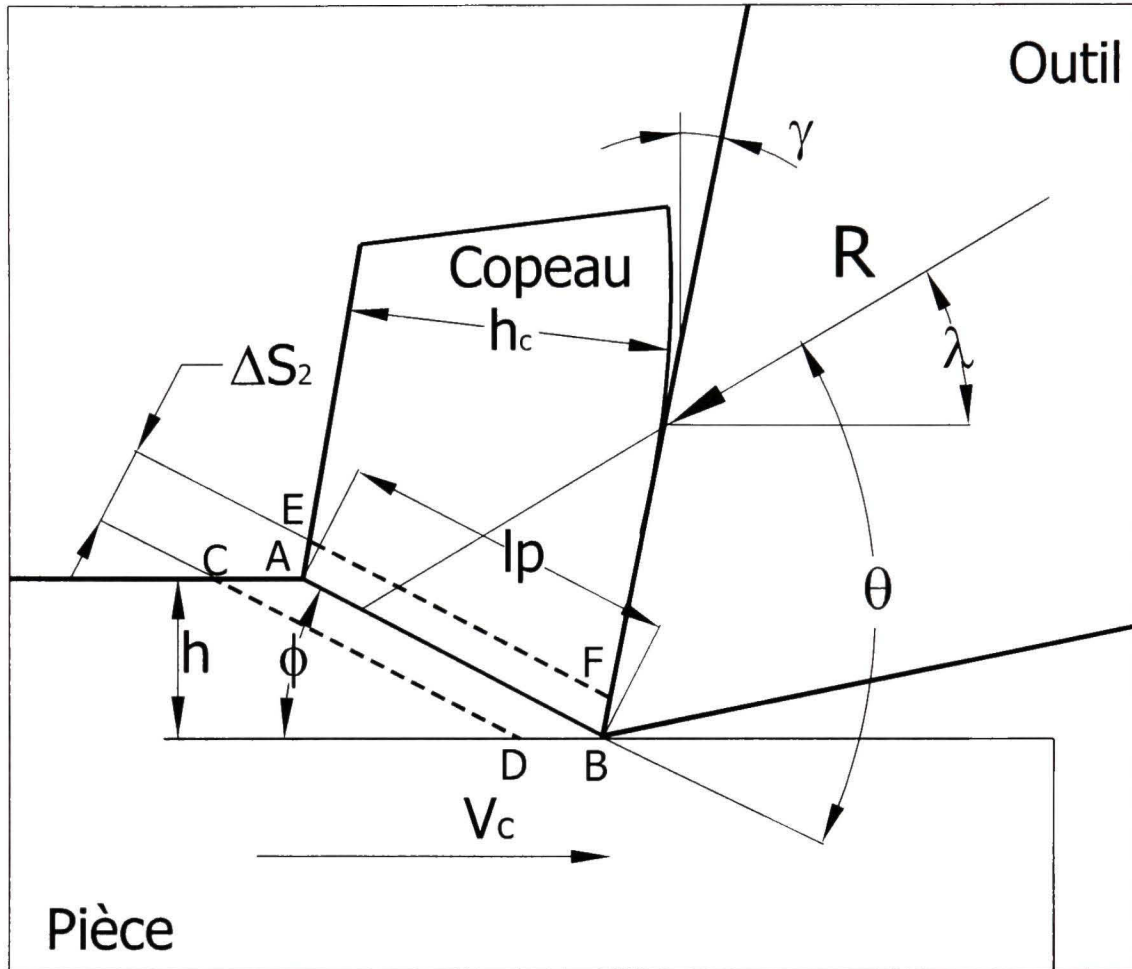


Figure 1.14 Modèle du formation du copeau selon Oxley.

La méthode adoptée consiste à déterminer les contraintes le long du plan AB en fonction de l'angle ϕ et des propriétés mécaniques du matériau. Puis, à partir de magnitudes retrouvées et de la direction de l'effort résultant \vec{R} , l'angle ϕ est choisi de manière à ce que l'effort résultant soit consistant avec les conditions de frottement à l'interface outil-copeau. La vitesse du cisaillement $\dot{\gamma}_{SZ}$ est supposée être constante dans toute la ZCP, elle est exprimée comme suit :

$$\dot{\gamma}_{SZ} = \frac{V_p}{\Delta S_2} \quad (1.33)$$

Si l'effet de la température est négligé, la contrainte tangentielle τ sera constante le long du plan AB . De même pour τ_{CD} le long du plan CD et τ_{EF} le long du plan EF . Pour déterminer

la distribution de la pression hydrostatique p le long du plan AB , Oxley a utilisé la théorie de lignes de glissement. La variation de p le long de AB s'exprime comme suit :

$$dp = \frac{d\tau}{ds_2} ds_1 \quad (1.34)$$

Pour le modèle considéré $d\tau/ds_2$ peut être remplacé par la différence finie $\Delta\tau/\Delta s_2$

$$\frac{dp}{ds_1} = \frac{d\tau}{ds_2} \Leftrightarrow \frac{\Delta p}{\Delta s_1} = \frac{\Delta\tau}{\Delta s_2} \quad (1.35)$$

avec $\Delta\tau = \tau_{EF} - \tau_{CD}$ et par la suite :

$$\left(\frac{\Delta p}{\Delta s_1} \right)_A^B = \frac{\Delta\tau}{\Delta s_2} \Rightarrow \frac{p_B - p_A}{l_p} = \frac{\Delta\tau}{\Delta s_2} \quad (1.36)$$

Où p_A et p_B sont les pressions hydrostatiques aux points A et B , et l_p est la longueur du plan du cisaillement (figure 1.14). La variation de la pression p le long du plan AB est linéaire avec $p_B < p_A$ pour $\Delta\tau/\Delta s_2 > 0$. L'effort normal exercé sur AB est donné par :

$$N_p = pl_p \frac{p_A + p_B}{2} \quad (1.37)$$

L'effort tangent au plan du cisaillement primaire T_p est calculé comme suit :

$$T_p = \tau_{AB} pl_p \quad (1.38)$$

l'angle que fait l'effort résultant \vec{R} avec AB , est l'angle θ , d'après le diagramme 1.9 on peut écrire que :

$$\begin{aligned} \tan \theta &= \frac{N_p}{T_p} \\ &= \frac{p_A + p_B}{2\tau_{AB}} \end{aligned} \quad (1.39)$$

En substituant p_B par son expression retrouvée à l'équation 1.36

$$\tan \theta = \frac{p_A}{\tau_{AB}} - \frac{\Delta\tau}{2\tau_{AB}} \frac{l_p}{\Delta S_2} \quad (1.40)$$

Pour déterminer p_A , Oxley et Welsh (1963) ont utilisé la méthode des lignes de glissement pour montrer que :

$$\frac{p_A}{\tau_{AB}} = 1 + 2\left(\frac{\pi}{4} - \phi\right) \quad (1.41)$$

En remplaçant p_A par son expression, on obtient :

$$\tan \theta = 1 + 2\left(\frac{\pi}{4} - \phi\right) - \frac{\Delta\tau}{2\tau_{AB}} \frac{l_p}{\Delta S_2} \quad (1.42)$$

Oxley a noté que l'angle θ peut être exprimé en fonction de l'angle du cisaillement ϕ , de l'angle de frottement λ et de l'angle de coupe γ comme suit :

$$\theta = \phi + \lambda - \gamma \quad (1.43)$$

Oxley et Welsh ont choisi une relation linéaire simple entre la contrainte de cisaillement et la déformation en cisaillement de la forme :

$$\Delta\tau = m\gamma_{EF} \quad (1.44)$$

Pour retrouver γ_{EF} il suffit de multiplier le taux du cisaillement exprimé à l'équation 1.33 par le temps nécessaire à une bande de matière pour parcourir la zone du cisaillement.

$$\begin{aligned} \gamma_{EF} &= \frac{V_p}{\Delta S_2} \frac{\Delta S_2}{V_x} \\ &= \frac{V_p}{V_x} = \frac{\cos \gamma}{\sin \phi \cos(\phi - \gamma)} \end{aligned} \quad (1.45)$$

Sur le plan EF la déformation plastique est maximale. Sur le plan CD la déformation plastique est nulle. Par la suite la déformation au niveau du plan AB obtiendra une valeur moyenne qui

serait la moitié de celle ayant lieu au plan EF .

$$\tau_{AB} = \tau_0 + \frac{1}{2}m\gamma_{EF} \quad (1.46)$$

Avec τ_0 désigne la contrainte du cisaillement pour une déformation plastique nulle. Dans le présent modèle il a été considéré que : $\tau_0 = \tau_{CD}$.

Fonctionnement du modèle PSSZ d'Oxley

- Les conditions de coupe sont connus (V_c, f);
- La géométrie de l'outil est définie (α, γ);
- L'angle de frottement (λ) est donné;
- Les paramètres de la loi de comportement (τ_0, m) sont connus;
- À partir de l'équation 1.43 l'angle (ϕ) est calculé;
- À partir de l'équation 1.46 la contrainte (τ_{AB}) est calculée;
- À partir de l'équation 1.32 l'effort résultant R est calculé;
- Les équations dans 1.31 permettent de prédire les efforts de coupe (F_c, F_f, T_p, N_p).

Calcul prédictif

Pour prédire l'influence de la vitesse de coupe sur l'angle de cisaillement et sur les efforts de coupe, Oxley a proposé une méthode itérative. Ci-dessous, vous trouverez une explication du principe de cette méthode :

- a. Hypothèses
 - Le ratio $l_p/\Delta S_2$ est constant, il est pris égal à 10,
 - Les caractéristiques du matériau à usiner sont données par des courbes expérimentales,
- b. La géométrie de l'outil est définie par les angles, (α, γ) , l'angle de frottement (λ_{ref}) est donné et les conditions de coupe sont données (V_c, f),
- c. Une valeur raisonnable est choisie pour l'angle ϕ ,
- d. Calculer $\Delta S_2 = \frac{f}{10} \sin \phi$,
- e. Calculer $\dot{\gamma}_{SZ}$ à partir de l'équation 1.33, avec V_p tiré de l'équation 1.22,
- f. Déterminer d'après une courbe expérimentale τ_0 et m ,
- g. Calculer γ_{EF} à partir de l'équation 1.45,
- h. Calculer $\Delta\tau$ et τ_{AB} en utilisant les équations 1.44 et 1.46,
- i. Utiliser les valeurs trouvées de $\Delta\tau$ et τ_{AB} pour calculer θ donné par l'équation 1.43,
- j. Calculer λ par l'expression de l'équation 1.43,
- k. TEST de convergence
 - Si $|\lambda - \lambda_{ref}| \gg 0$ Ajuster la valeur de ϕ ;
 - Sinon STOP.

Interface outil-copeau

Oxley s'est intéressé également à l'étude de l'interface outil-copeau. La valeur moyenne de la contrainte du cisaillement à l'interface est calculée comme suit :

$$\tau_{int} = \frac{T_0}{hp} \quad (1.47)$$

h est la longueur du contact Outil-Copeau. Oxley (1966) a obtenu une expression de h de la manière suivante : Il écrit que la somme des moments des forces normales au point B est nulle,

puis il montre que la résultante \vec{R} coupe l'interface outil-copeau à une distance x par rapport à l'arête de coupe ⁵. Dans ce cas x est exprimé comme suit :

$$x = \frac{2h \sin \theta}{\cos \lambda \cos \phi} \frac{\frac{1}{3}p_A + \frac{1}{6}p_B}{p_A + p_B} \quad (1.48)$$

Si la distribution de la contrainte normale est connue le long de l'interface, la longueur de contact C_l peut être trouvée. Par exemple, si, tel que Oxley l'a proposé, la distribution a une forme triangulaire avec un maximum en B alors $x = h/3$ et par la suite :

$$C_l = \frac{h \sin \theta}{\cos \lambda \cos \phi} \frac{2p_A + p_B}{p_A + p_B} \quad (1.49)$$

Une procédure identique à celle proposée pour la détermination de ϕ d'une manière itérative peut être adoptée ici. Toutefois le paramètre d'optimisation sera τ_{int} et non plus λ . Dans ce cas l'angle θ est obtenu directement à partir de la relation présentée à l'équation 1.43. Enfin, les pressions aux points A et B sont calculées comme suit :

$$\begin{aligned} p_A &= \tau_{AB} \left(1 + 2\left(\frac{\pi}{4} - \phi\right) \right) \\ p_B &= 2\tau_{AB} \tan \theta - p_A \end{aligned}$$

a-Commentaires sur le modèle d'Oxley, dans la ZPC [64]

- Les effets d'inertie ne sont pas pris en compte. Cependant, le couplage thermomécanique demeure partiellement intégré ;
- la vitesse de déformation dans le plan AB est définie par une relation empirique, déterminée à partir d'essais de coupe sur de l'acier. Le modèle d'Oxley suppose que l'évolution de $\dot{\gamma}$ dans la bande présente un maximum au niveau de AB et ceci indépendamment des conditions de coupe et des paramètres thermomécaniques du matériau à usiner ;

⁵Dans le modèle de Merchant \vec{R} est appliquée au milieu de l'interface alors que dans le présent modèle d'Oxley ce n'est pas le cas.

- Dans le cas d'un contact collant à l'interface outil-copeau, la condition de conservation de flux de matière implique qu'à la pointe de l'outil, la bande primaire devient tangentielle à la direction de la vitesse de coupe ($\phi \simeq 0$). Alors que pour l'estimation de la pression hydrostatique à la pointe de l'outil, le plan de cisaillement AB est supposé être perpendiculaire à la face de coupe de l'outil ;
- La convergence du modèle pour le calcul de ϕ est difficile. En effet, selon les équations de coupe, on a parfois plusieurs valeurs de ϕ incompatibles.

a-Commentaires sur le modèle d'Oxley, dans la ZSC [64]

- Dans le copeau, la température la plus élevée est située à l'interface outil-copeau, l'adoucissement thermique y est alors plus important. Par conséquent, au voisinage de l'interface de contact, la matière se déforme plus rapidement alors que la vitesse de déformation donnée dans ce modèle est uniforme dans l'épaisseur δh_c de la zone secondaire ;
- Comme pour le cisaillement primaire, l'estimation de la température moyenne à l'interface est fondée sur des relations empiriques avec des coefficients valides uniquement pour certaines conditions de coupe ;
- Le modèle ne permet pas d'avoir des renseignements sur la distribution de la température le long de la face de coupe de l'outil. C'est une donnée importante si l'on veut s'intéresser à l'usure de l'outil.

1.4.1.3 Modèle de Tounsi

Un modèle analytique plus rigoureux dans la prise en compte des phénomènes régissant la coupe orthogonale pour les matériaux viscoplastiques a été proposé par Molinari et Dudzinski (1992-1997). Le modèle est connu aussi sous le nom Modèle de la bande de cisaillement. Les auteurs ont proposé une modélisation de la coupe orthogonale en assimilant la zone primaire de cisaillement à une bande d'épaisseur constante ΔS_2 , inclinée d'un angle ϕ par rapport à la direction de coupe. Les hypothèses adoptées sont les suivantes :

H1 : Le copeau formé est continu ;

H2 : Les déformations sont planes ;

H3 : Le matériau est viscoplastique isotrope ;

H4 : L'écoulement de la matière à travers la bande est supposé unidimensionnel ;

H5 : La zone secondaire de cisaillement n'est pas prise en compte, ce qui revient à supposer que le contact outil-copeau est totalement glissant. Cette hypothèse est appropriée à l'UGV. Le copeau est ainsi supposé indéformable se déplaçant comme un bloc rigide sur la face de coupe ;

H6 : Le cisailement dans la bande est supposé être adiabatique.

On se propose de présenter une version évoluée de ce modèle, présentée en détail par Tounsi [8] en se fondant sur le travail de Molinari et Dudzinski.(1997). L'auteur ajoute une hypothèse supplémentaire **H7** : La ZCP est divisée en deux zones d'épaisseurs inégales.

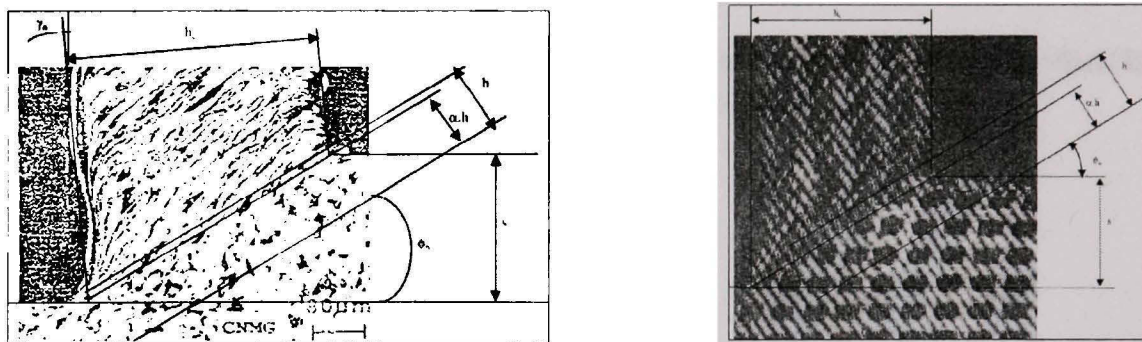


Figure 1.15 Micrographies d'un essai Quick Stop ; Usinage de l'acier [8].

La dernière hypothèse qui présente la modification essentielle apportée a été appuyée par des observations expérimentales sur des micrographies du copeaux (figure 1.15). La dernière hypothèse a une influence sur la distribution des différentes quantités physiques dans la zone primaire de cisaillement et influence leurs valeurs moyennes au niveau du plan principal. Pour retrouver les équations originales de Molinari il suffit de considérer le cas particulier où la bande de cisaillement est symétriquement répartie : $\alpha = 1/2$.

Dans la figure 1.16 une distribution possible de ces quantités (τ , ϵ , $\dot{\epsilon}$) est présentée. Dans ce qui suit on présente les équations permettant d'estimer ces grandeurs selon le modèle de Tounsi.

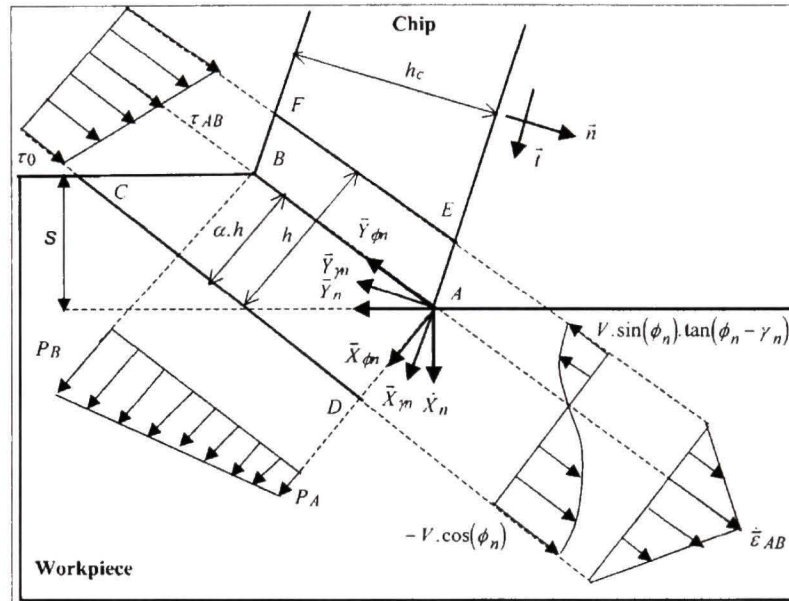


Figure 1.16 Distribution de la contrainte équivalente de von-Mises dans la racine du copeau [8].

La déformation et la vitesse de déformation

Dans les conditions de déformation plane, le tenseur taux de déformation s'écrit dans le repère

$\mathcal{R}_{\phi n}$:

$$\dot{\epsilon} = \begin{pmatrix} \frac{\partial V_{x\phi}}{\partial x_\phi} & \frac{1}{2} \left(\frac{\partial V_{x\phi}}{\partial y_\phi} + \frac{\partial V_{y\phi}}{\partial x_\phi} \right) \\ \frac{1}{2} \left(\frac{\partial V_{x\phi}}{\partial y_\phi} + \frac{\partial V_{y\phi}}{\partial x_\phi} \right) & \frac{\partial V_{y\phi}}{\partial y_\phi} \end{pmatrix}_{\mathcal{R}_{\phi n}}$$

$V_{x\phi}$ et $V_{y\phi}$ sont les vitesses suivant les directions x_ϕ et y_ϕ dans le repère $\mathcal{R}_{\phi n}$. La conservation du volume qui découle directement du principe de la conservation de masse, si on considère une masse volumique constante, se traduit comme suit :

$$\dot{\epsilon}_x + \dot{\epsilon}_y = 0 \Leftrightarrow \frac{\partial V_{x\phi}}{\partial x_\phi} + \frac{\partial V_{y\phi}}{\partial y_\phi} = 0 \quad (1.50)$$

D'après les hypothèses adoptées, $V_{y\phi} = V_{y\phi}(x_\phi)$, Donc, on peut déduire de l'équation 1.50 que :

$$\frac{\partial V_{x\phi}}{\partial x_\phi} = 0 \quad (1.51)$$

et par la suite $V_{x\phi}$ est constante dans toute la ZCP :

$$\begin{cases} V_{x\phi} = -V_c \sin \phi \\ V_{y\phi} = V_{y\phi}(x_\phi) \end{cases} \quad (1.52)$$

D'après ces résultats, le tenseur taux de déformation devient :

$$\underline{\dot{\epsilon}} = \begin{pmatrix} 0 & \frac{1}{2} \frac{\partial V_{y\phi}}{\partial x_\phi} \\ \frac{1}{2} \frac{\partial V_{y\phi}}{\partial x_\phi} & 0 \end{pmatrix}_{\mathfrak{R}_{\phi n}} \quad (1.53)$$

En utilisant le critère de von-Mises il est possible de trouver le taux de déformation équivalent :

$$\dot{\epsilon} = \sqrt{\frac{2}{3}} \underline{\dot{\epsilon}} : \underline{\dot{\epsilon}} \quad (1.54)$$

D'après les deux équations 1.53 et 1.54 on peut établir que :

$$\dot{\epsilon} = \frac{1}{\sqrt{3}} \left| \frac{\partial V_{y\phi}}{\partial x_\phi} \right| \quad (1.55)$$

Le taux de déformation $\dot{\epsilon}$ est maximal sur le plan principal de cisaillement AB où il est noté $\dot{\epsilon}_{AB}$, il dégénère sur les deux frontières tel que présenté à la figure 1.16. Une modélisation linéaire de cette distribution est alors envisageable :

$$\dot{\epsilon} = \begin{cases} \dot{\epsilon}_{AB} \left(1 - \frac{x_\phi}{\alpha \Delta S_2} \right) & \text{pour } x_\phi \in [0, \alpha \Delta S_2] \\ \dot{\epsilon}_{AB} \left(1 + \frac{x_\phi}{(1-\alpha) \Delta S_2} \right) & \text{pour } x_\phi \in [-(1-\alpha) \Delta S_2, 0] \end{cases} \quad (1.56)$$

Pour retrouver $V_{y\phi}$, il suffit d'intégrer l'équation 1.55 :

$$V_{y\phi} = \begin{cases} \int_0^{\alpha\Delta S_2} \dot{\epsilon} dx & \text{pour } x_\phi \in [0, \alpha\Delta S_2] \\ \int_{-(1-\alpha)\Delta S_2}^0 \dot{\epsilon} dx & \text{pour } x_\phi \in [-(1-\alpha)\Delta S_2, 0] \end{cases} \quad (1.57)$$

En remplaçant $\dot{\epsilon}_{AB}$ par sa valeur et en effectuant l'intégration :

$$V_{y\phi} = \begin{cases} -\sqrt{3}\dot{\epsilon}_{AB} \left(x_\phi - \frac{0.5x_\phi^2}{\alpha\Delta S_2} \right) + V_{AB} & \text{pour } x_\phi \in [0, \alpha\Delta S_2] \\ -\sqrt{3}\dot{\epsilon}_{AB} \left(x_\phi + \frac{0.5x_\phi^2}{(1-\alpha)\Delta S_2} \right) + V_{AB} & \text{pour } x_\phi \in [(1-\alpha)\Delta S_2, 0] \end{cases} \quad (1.58)$$

Avec V_{AB} représentant la vitesse du cisaillement au niveau du plan AB où elle est supposée être nulle. Les conditions aux limites permettent de retrouver α et $\dot{\epsilon}_{AB}$:

$$\begin{aligned} V_{y\phi}|_{x_\phi=\alpha\Delta S_2} &= -V_c \cos \phi \\ V_{y\phi}|_{x_\phi=(1-\alpha)\Delta S_2} &= -V_c \sin(\phi) \tan(\phi - \gamma) \end{aligned}$$

On remplace x_ϕ , respectivement par $\alpha\Delta S_2$ puis $-(1-\alpha)\Delta S_2$, dans l'équation 1.58 on obtient alors :

$$\sqrt{3}\dot{\epsilon}_{AB} \frac{\alpha\Delta S_2}{2} = -V_c \cos \phi \quad (1.59)$$

$$\sqrt{3}\dot{\epsilon}_{AB} \frac{-(1-\alpha)\Delta S_2}{2} = V_c \sin(\phi) \tan(\phi - \gamma) \quad (1.60)$$

En retranchant 1.59 de 1.60 la vitesse de déformation équivalente dans le plan AB est donnée par :

$$\dot{\epsilon}_{AB} = \frac{2}{\sqrt{3}} \frac{V_c \cos \gamma}{\Delta S_2 \cos(\phi - \gamma)} \quad (1.61)$$

Pour retrouver α on fait la somme de 1.59 avec 1.60 et on utilise 1.61 :

$$\alpha = \frac{1}{2} + \frac{\cos(2\phi - \gamma)}{2 \cos \gamma} \quad (1.62)$$

La composante non nulle dans le champ de vitesse de déformation va être exprimée comme suit :

$$\dot{\bar{\epsilon}}_{xy} = \begin{cases} \frac{1}{2} \frac{\partial V_{y\phi}}{\partial x_\phi} \\ -\sqrt{3} \dot{\bar{\epsilon}}_{AB} \left(1 - \frac{x_\phi}{\alpha \Delta S_2}\right) & \text{pour } x_\phi \in [0, \alpha \Delta S_2] \\ -\sqrt{3} \dot{\bar{\epsilon}}_{AB} \left(1 + \frac{x_\phi}{(1-\alpha) \Delta S_2}\right) & \text{pour } x_\phi \in [(1-\alpha) \Delta S_2, 0] \end{cases} \quad (1.63)$$

La déformation équivalente au niveau du plan principal est obtenue directement en intégrant l'expression de $\dot{\bar{\epsilon}}_{AB}$. La déformation plastique est supposée s'initier au niveau de $(CD, t = 0)$ et atteindre la valeur de $\bar{\epsilon}_{AB}$ pour $t = t_{AB}$ ce qui peut être traduit par :

$$\bar{\epsilon}_{AB} = \int_0^{t_{AB}} \dot{\bar{\epsilon}} dt \quad (1.64)$$

D'autre part, on sait que $V_{x\phi}$ est constant dans la ZCP, donc :

$$V_{x\phi} = \frac{dx_\phi}{dt} \Leftrightarrow dt = \frac{dx}{V_{x\phi}} \Rightarrow dt = -\frac{dx_\phi}{V_c \sin \phi} \quad (1.65)$$

Ce qui permet de déterminer facilement l'expression de $\bar{\epsilon}_{AB}$

$$\bar{\epsilon}_{AB} = \int_0^{\alpha \Delta S_2} \dot{\bar{\epsilon}} \frac{dx_\phi}{V_c \sin \phi} \quad (1.66)$$

L'expression de la vitesse de déformation est déjà établie dans l'équation 1.63. Une intégration de l'équation 1.66, avec l'utilisation de l'expression de $\dot{\bar{\epsilon}}_{AB}$ dans l'équation 1.61 permet de retrouver $\bar{\epsilon}_{AB}$

$$\bar{\epsilon}_{AB} = \frac{\alpha \cos \gamma}{\sqrt{3} \cos(\phi - \gamma) \sin \phi} \quad (1.67)$$

Le champ de contraintes

Le tenseur de contraintes $\underline{\underline{\sigma}}$ peut être exprimé dans le repère $R_{\phi n}$ comme suit :

$$\underline{\underline{\sigma}} = \begin{pmatrix} p & \tau & 0 \\ \tau & p & 0 \\ 0 & 0 & p \end{pmatrix}_{\mathcal{R}_{\phi n}}$$

Où p et τ sont respectivement, la pression hydrostatique et la contrainte de cisaillement. Dans les conditions de déformation plane, l'équation d'équilibre s'écrit :

$$\begin{cases} \frac{\partial \tau}{\partial x_{\phi}} + \frac{\partial p}{\partial y_{\phi}} = 0 \\ \frac{\partial p}{\partial y_{\phi}} = 0 \end{cases} \quad (1.68)$$

La déformation plastique commence sur la frontière inférieure de la ZCP, donc $\tau_0 = \sigma_e/\sqrt{3}$. Aux points A et B les pressions sont notées respectivement p_A et p_B . De plus, au niveau du plan principal τ est notée τ_{AB} .

$$\begin{cases} \tau = (\tau_0 - \tau_{AB}) \frac{x_{\phi}}{\alpha \Delta S_2} + \tau_{AB} \\ p = -\frac{(\tau_0 - \tau_{AB})}{\alpha \Delta S_2} \left(y_{\phi} - \frac{h}{\sin \phi} \right) + p_B \end{cases} \quad (1.69)$$

Dans ce qui suit, on se propose de calculer τ_{AB} . Si les efforts sont mesurés dans les conditions de coupe orthogonale, on note alors :

$$\vec{F} = \begin{Bmatrix} F_{x_n} \\ F_{y_n} \end{Bmatrix}_{\mathcal{R}_n}$$

Dans le repère \mathfrak{R}_{ϕ_n} , la force appliquée sur le plan de cisaillement est notée \vec{F}_{AB}

$$\vec{F}_{AB} = \left\{ \begin{array}{l} p \int_0^{\frac{h}{\sin \phi}} (\underline{\sigma}, \vec{x}) \vec{x} dy \\ p \int_0^{\frac{h}{\sin \phi}} (\underline{\sigma}, \vec{x}) \vec{y} dy \end{array} \right\}_{R_{\phi_n}}$$

En exprimant ce vecteur force dans le repère \mathfrak{R}_n :

$$\vec{F}_{AB} = \left\{ \begin{array}{l} ph \left(\left(\frac{(\tau_0 - \tau_{AB})h}{2\alpha \Delta S_2 (\sin \phi)^2} + \frac{p_B}{\sin \phi} \right) \cos \phi - \tau_{AB} \right) \\ ph \left(\left(\frac{(\tau_0 - \tau_{AB})h}{2\alpha \Delta S_2 (\sin \phi)^2} + \frac{p_B}{\sin \phi} \right) \sin \phi + \frac{\tau_{AB} \cos \phi}{\sin \phi} \right) \end{array} \right\}_{\mathfrak{R}_n}$$

Les efforts mesurés donnent la valeur de l'effort au niveau du plan AB , par conséquent et pour un angle d'attaque nul, la contrainte τ_{AB} peut s'exprimer comme suit :

$$\tau_{AB} = \frac{\sin \phi}{ph} (F_{yn} \cos \phi - F_{xn} \sin \phi) \quad (1.70)$$

Selon les notations adoptées : $F_{xn} = F_a$ et $F_{yn} = F_c$

Résumé selon le modèle de Tounsi

Les résultats retrouvés au niveau du plan principal de cisaillement AB :

$$\begin{aligned} \dot{\bar{\epsilon}}_{AB} &= \frac{2}{\sqrt{3}} \frac{V_c \cos \gamma}{\Delta S_2 \cos(\phi - \gamma)} \\ \bar{\epsilon}_{AB} &= \frac{\alpha \cos \gamma}{\sqrt{3} \cos(\phi - \gamma) \sin \phi} \\ \alpha &= \frac{1}{2} + \frac{\cos(2\phi - \gamma)}{2 \cos \gamma} \\ \tau_{AB} &= \frac{\sin \phi}{ph} (F_c \cos \phi - F_a \sin \phi) \end{aligned}$$

Le modèle est très semblable au modèle PSSZ présenté par Oxley. On constate une différence au niveau de l'expression de la déformation équivalente dans le plan de cisaillement principal AB . Il y a aussi une différence au niveau de l'expression de la vitesse de déformation. D'autre part la distribution de quantités physiques n'est pas la même que celle proposée par Oxley.

1.4.2 Les modèles thermiques

1.4.2.1 Modèle de Boothroyd

La température moyenne T_{AB} dans la ZCP dépend de l'énergie plastique dissipée dans cette zone. Cette température est calculée par la méthode proposée par Boothroyd (1963)[66]. On suppose qu'un pourcentage $(1-\xi)$ de la chaleur générée est dissipé dans la zone de cisaillement ; l'autre portion ξ est restituée à la pièce. On va calculer la quantité reçue par la Zone de cisaillement SZ ⁶ :

$$\rho_p C_p \Delta T_{SZ} \text{Volume}_{SZ} = (1 - \xi) T_p V_p$$

C_p Chaleur spécifique du matériau à usiner ;

ρ_p Masse volumique du matériau à usiner ;

D'autre part, d'après le diagramme des vitesses 1.10, la vitesse V_p peut être remplacée par son expression en fonction de V_c . Il en résulte que l'expression de l'augmentation de la température ΔT_{SZ} dans la ZCP :

$$\begin{aligned} \rho_p C_p \Delta T_{SZ} (hp V_c) &= (1 - \xi) T_p V_c \frac{\cos \gamma}{\cos(\phi - \gamma)} \\ \Leftrightarrow \Delta T_{SZ} &= \frac{1 - \xi}{\rho_p C_p h p} \frac{T_p \cos \gamma}{\cos(\phi - \gamma)} \end{aligned} \quad (1.71)$$

Dans cette expression, il faut connaître ξ pour pouvoir calculer l'élévation de température. Weiner (955) a essayé de trouver une expression analytique de ce coefficient. Pour vérifier cette expression, Boothroyd trace dans la figure 1.17 la courbe $\xi = f(R_T \tan \phi)$ où R_T représente un

⁶SZ : Shearing Zone

nombre thermique sans dimension, exprimé comme suit :

$$R_T = \frac{\rho_p C_p h V_c}{K_p} \quad (1.72)$$

Où K_p est la conductivité thermique du matériau de la pièce. En comparant les résultats théo-

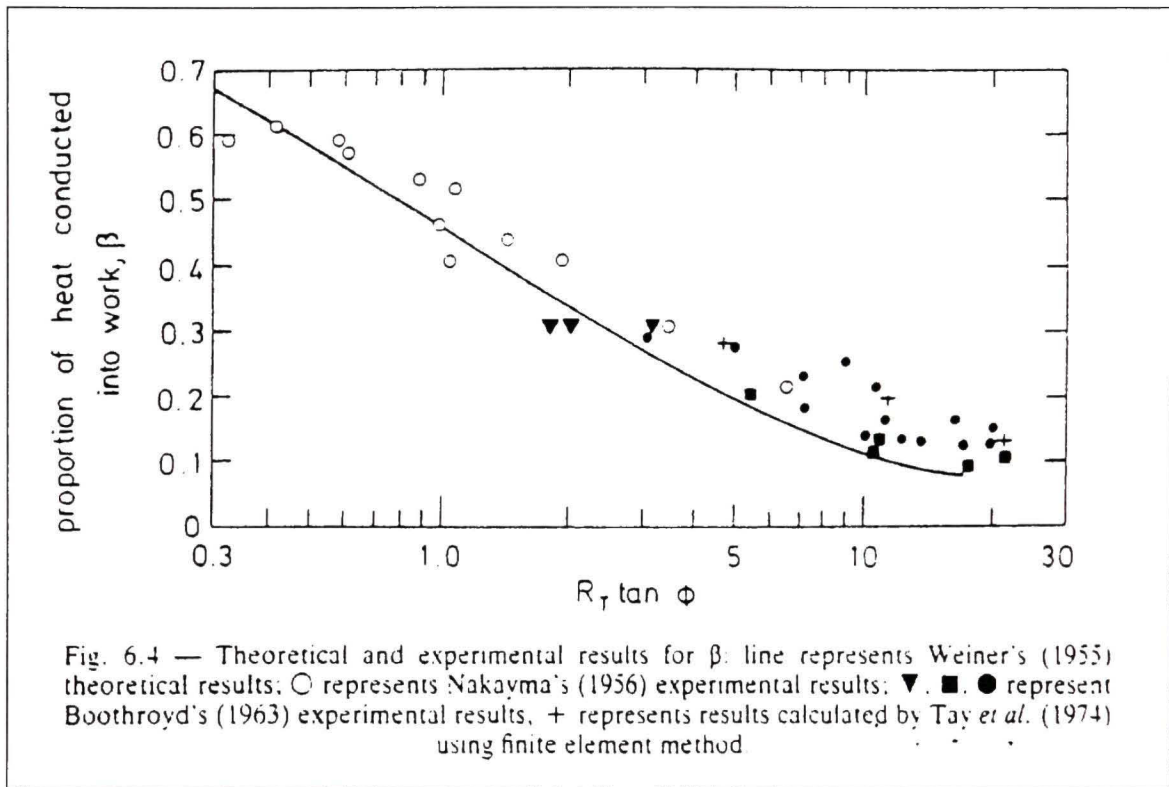


Figure 1.17 Estimation du coefficient ξ^7 [9].

riques prévus par Weiner et ses résultats expérimentaux, Boothroyd a conclu que la courbe proposée par Weiner sous-estime ξ . C'est pourquoi une expression empirique fondée sur ces résultats expérimentaux a été proposée :

$$\xi = \begin{cases} 0.5 \ln(R_T \tan \phi) & \text{Si } 0.04 \leq R_T \tan \phi \leq 10 \\ 0.3 - 0.15 \ln(R_T \tan \phi) & \text{Si } R_T \tan \phi > 10 \end{cases} \quad (1.73)$$

On impose aussi à ξ d'être entre 0 et 1. La valeur moyenne de la température le long du plan AB est calculée selon la formule suivante :

$$T_{AB} = T_0 + \eta \Delta T_{SZ} \quad (1.74)$$

T_0 Température initiale de la pièce à usiner ;

η ($0 < \eta \leq 1$) Facteur correcteur pour déterminer la proportion de déformation plastique ayant lieu en AB .

La température moyenne au niveau de l'interface outil-copeau (pouvant aider à retrouver la contrainte moyenne à l'interface) est exprimée comme suit :

$$T_{int} = T_0 + \Delta T_{SZ} + \Upsilon \Delta T_M \quad (1.75)$$

ΔT_M Élévation maximale de la température qui va avoir lieu au niveau de l'interface ;

Υ ($0 < \Upsilon \leq 1$) Facteur correcteur pour tenir compte des variations possibles de la température le long de AB .

Boothroyd a déterminé ΔT_M en utilisant des méthodes numériques. Il a considéré une forme rectangulaire de la zone plastique au niveau de l'interface outil-copeau puis une forme triangulaire. Les résultats de ce calcul ainsi que les résultats expérimentaux de Boothroyd sont présentés dans la figure 1.18.

Boothroyd a remarqué une meilleure corrélation entre les mesures numériques et expérimentaux si une forme rectangulaire est considérée. Si l'épaisseur de cette zone est considérée égale à δh_c (δ est le ratio de l'épaisseur de cette zone par rapport à h_c , on a alors :

$$\log \left(\frac{\Delta T_M}{\Delta T_C} \right) = 0.06 - 0.195 \delta \left(\frac{R_T h_c}{h} \right)^{1/2} + 0.5 \log \left(\frac{R_T h_c}{h} \right) \quad (1.76)$$

Avec :

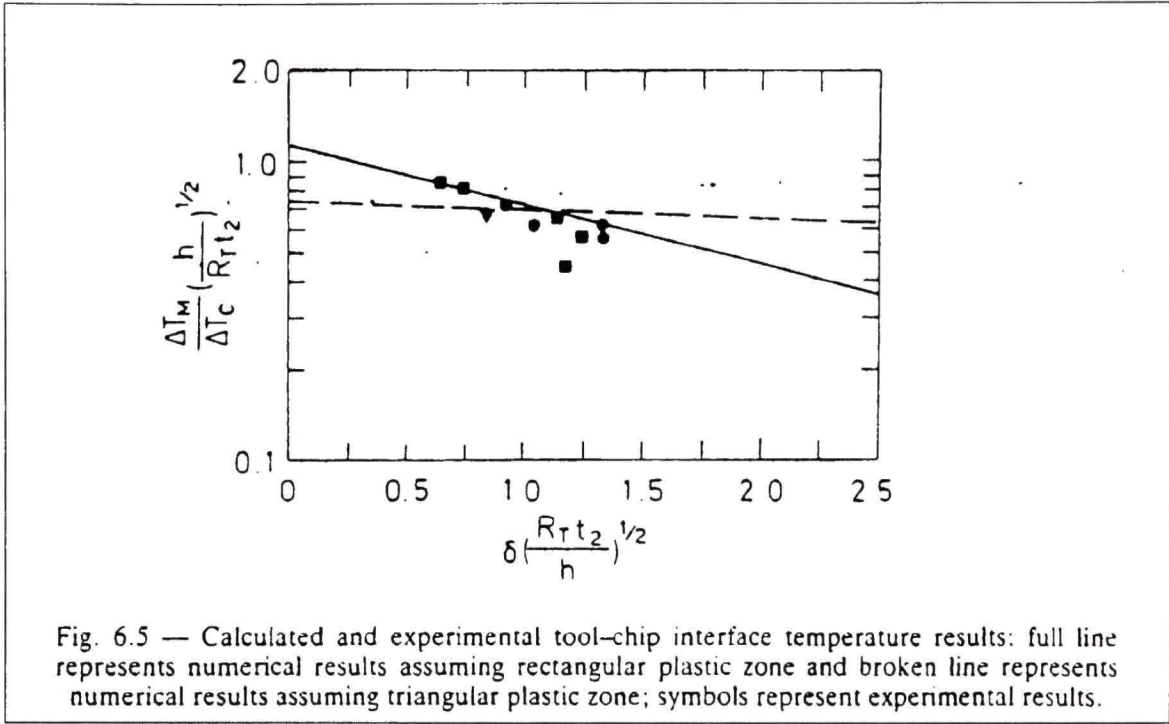


Figure 1.18 Estimation analytique et expérimentale de ΔT_M [9].

ΔT_C : La moyenne de l’élévation de la température dans le copeau, cette dernière est calculée comme suit :

$$\Delta T_C = \frac{T_0 \sin \phi}{\rho_p C_p h p \cos(\phi - \gamma)} \tag{1.77}$$

C_l : La longueur du contact outil-copeau

$$C_l = \frac{h \sin \theta}{\sin \phi \cos(\theta + \gamma - \phi)} \tag{1.78}$$

1.4.2.2 Modèle thermique de Tounsi

Le processus de transfert de la chaleur au cours d’une opération d’usinage en coupe orthogonale est gouverné par l’équation de la chaleur bidimensionnelle :

$$K_p \left(\frac{\partial^2 T}{\partial^2 x_\phi} + \frac{\partial^2 T}{\partial^2 y_\phi} \right) - \rho_p C_p \left(V_{x\phi} \frac{\partial T}{\partial x_\phi} + V_{y\phi} \frac{\partial T}{\partial y_\phi} \right) + \dot{r}^{pl} = 0 \tag{1.79}$$

La ZCP est supposée répondre aux conditions d'un transfert adiabatique. Cette hypothèse est vérifiable pour les procédés rapides et à faible conductivité thermique. La quantité de chaleur reste alors stockée localement dans la zone de déformation sans avoir le temps d'être dissipée dans la pièce. Dans ce cas, la quantité de chaleur générée par la conduction est négligeable :

$$K_p \left(\frac{\partial^2 T}{\partial^2 x_\phi} + \frac{\partial^2 T}{\partial^2 y_\phi} \right) \simeq 0 \quad (1.80)$$

Si, d'autre part la quantité de chaleur générée par le frottement interne de la matière dans la ZPC, la génération de la chaleur est résultat de la déformation plastique uniquement et s'exprime comme suit :

$$\dot{r}^{pl} = \underline{\underline{\sigma}}^d : \underline{\underline{\dot{\epsilon}}} \quad (1.81)$$

De plus, d'après l'analyse mécanique établie dans la section 1.4.1.3 (page 29), la température, comme toutes les autres grandeurs, ne dépend que de x_ϕ . Donc, l'équation 1.79 devient :

$$\rho C_p V_{x_\phi} \frac{\partial T}{\partial x_\phi} = \underline{\underline{\sigma}}^d : \underline{\underline{\dot{\epsilon}}} \quad (1.82)$$

On suppose que les caractéristiques thermiques du matériau ne varient pas avec la température. On remplace les tenseurs de contrainte et celui de déformation plastique par leurs expressions correspondantes trouvées dans équations précédentes. L'équation de la chaleur peut s'écrire alors comme suit :

$$\rho_p C_p V_{x_\phi} \frac{\partial T}{\partial x_\phi} = \left((\tau_0 - \tau_{AB}) \frac{x}{\alpha \Delta S_2} + \tau_{AB} \right) \sqrt{3} \dot{\epsilon}_{AB} \left(1 - \frac{x_\phi}{\alpha \Delta S_2} \right) \quad \text{pour } x_\phi \in [0, \alpha \Delta S_2] \quad (1.83)$$

En intégrant l'équation 1.83 on obtient :

$$\int_0^{x_\phi} \frac{\partial T}{\partial x_\phi} dx_\phi = \frac{\sqrt{3} \dot{\epsilon}_{AB}}{\rho_p C_p \sin \phi V_c} \int_0^{x_\phi} \left((\tau_0 - \tau_{AB}) \frac{x}{\alpha \Delta S_2} + \tau_{AB} \right) \left(1 - \frac{x_\phi}{\alpha \Delta S_2} \right) dx_\phi \quad \text{pour } x_\phi \in [0, \alpha \Delta S_2] \quad (1.84)$$

Par conséquent :

$$T(x_\phi) - T_{AB} = \frac{\sqrt{3}\dot{\epsilon}_{AB}}{\rho_p C_p \sin \phi V_c} \left(\frac{(\tau_{AB} - \tau_0)x_\phi^3}{3(\alpha \Delta S_2)^2} - \frac{(2\tau_{AB} - \tau_0)x_\phi^2}{2\alpha \Delta S_2} + \tau_{AB}x_\phi \right) \quad (1.85)$$

Pour $x_\phi = \alpha \Delta S_2$, on a $T = T_0$ et par la suite :

$$T_{AB} = T_0 - \left(\frac{\cos \gamma}{\alpha \rho_p C_p \sin \phi \cos(\phi - \gamma)} \right) \left(\frac{2\tau_{AB} + \tau_0}{3} \right) \quad (1.86)$$

1.4.2.3 Modèle de Shaw

Dans ce modèle établi par Loewen & Shaw, [43] les températures au niveau de plan du cisaillement T_{AB} et à l'interface outil-copeau T_{int} sont calculées comme suit

$$\begin{cases} T_{AB} = T_0 + \Delta T_{SZ} \\ T_{int} = T_{AB} + \Delta T_{int} \end{cases} \quad (1.87)$$

Pour calculer T_{AB} , les auteurs utilisent la formule suivante :

$$\Delta T_{AB} = \frac{R_1 P_{pl}}{\rho_p C_p V_c p h} \quad (1.88)$$

P_{pl} est la puissance dissipée par déformation plastique

R_1 C'est la proportion de P_{pl} transmise au copeau et défine par :

$$R_1 = \frac{1}{1 + 1.328 [K_p \bar{\gamma} / (\rho_p C_p V_c h p)]^{1/2}} \quad (1.89)$$

Les propriétés thermiques du matériau K_p , ρ_p et C_p sont dépendantes de la température. En conséquence, les équations ci-dessus sont appliquées itérativement en se fondant sur des valeurs successives de T_{AB} jusqu'à atteindre la convergence. De même, l'élévation de température à

l'interface ΔT_{int} est calculée comme suit :

$$\Delta T_{int} = \frac{0.377 R_2 P_f}{K_p p N_{pec}} \quad (1.90)$$

Où N_{pec} est le nombre de Peclet donné par :

$$N_{pec} = \frac{\rho_p C_p V_c l_c}{2 K_p} \quad (1.91)$$

R_2 La proportion de P_f et dissipée au copeau ;

P_f La puissance générée par le frottement outil-copeau.

1.4.3 Les modèles de calcul par méthode des éléments finis

Ces modèles sont de deux types : Les modèles prédictifs de la géométrie du copeau et les modèles non prédictifs de la géométrie du copeau. Le premier type permet de prédire la géométrie du copeau sans se servir des données expérimentales. Quant au deuxième type la géométrie est obtenue expérimentalement (directement ou indirectement). Ces modèles permettent de déterminer la distribution de température ou d'effectuer des calculs thermomécaniques découplés. En général, un modèle prédictif permet de retrouver la géométrie du copeau alors qu'un modèle non-prédictif se fonde sur une géométrie donnée pour prédire d'autres grandeurs.

1.4.3.1 Les modèles thermiques

Dans ces modèles, les conditions aux limites et le chargement sont purement thermiques. Ce sont des modèles non prédictifs. Cette modélisation est fondée sur la résolution de l'équation de la chaleur dans sa forme simple :

$$K_p \Delta T = \rho C \dot{T} \quad (1.92)$$

Dans ce calcul thermique, il convient de définir un modèle géométrique de la pièce à usiner, de l'écoulement du copeau et de l'outil de coupe. Plusieurs études ont été effectuées pour calculer la répartition du champ de température lors de la coupe orthogonale. Les deux études les plus complètes sont celles d'Oxley. Ces deux études seront présentées dans les sous-sections suivantes :

Oxley : 1ère étude

Au début, Oxley [10] a supposé les conditions aux limites et le chargement listés ci-dessous :

- a. Les surfaces libres sont de convection ;
- b. Le côté droit et le côté bas de la pièce comme présenté dans la figure 1.19 sont à la température ambiante ;
- c. L'apport d'énergie se fait par les zones de cisaillement.

Il s'est intéressé plus particulièrement à l'influence de la vitesse de coupe et à l'étude de la proportion de la chaleur transmise à la pièce. Les paramètres thermiques de l'outil en carbure de tungstène et de la pièce en acier à 0.131% de carbone dépendent de la température. Les conditions de coupe sont telles que la profondeur de passe $p = 9.5mm$, l'avance $f = 0.274mm/tr$ et l'angle de coupe $\gamma = 10^\circ$. Un exemple des isothermes retrouvés d'après ce premier modèle est présenté à la figure 1.19.

Oxley : 2ème étude

Dans une deuxième étude, pour le même matériau, Oxley [10] a supposé les conditions aux limites suivantes :

- a. Il n'y a pas d'échange thermique entre les surfaces libres et l'extérieur ;
- b. L'apport d'énergie se fait par les zones de cisaillement.

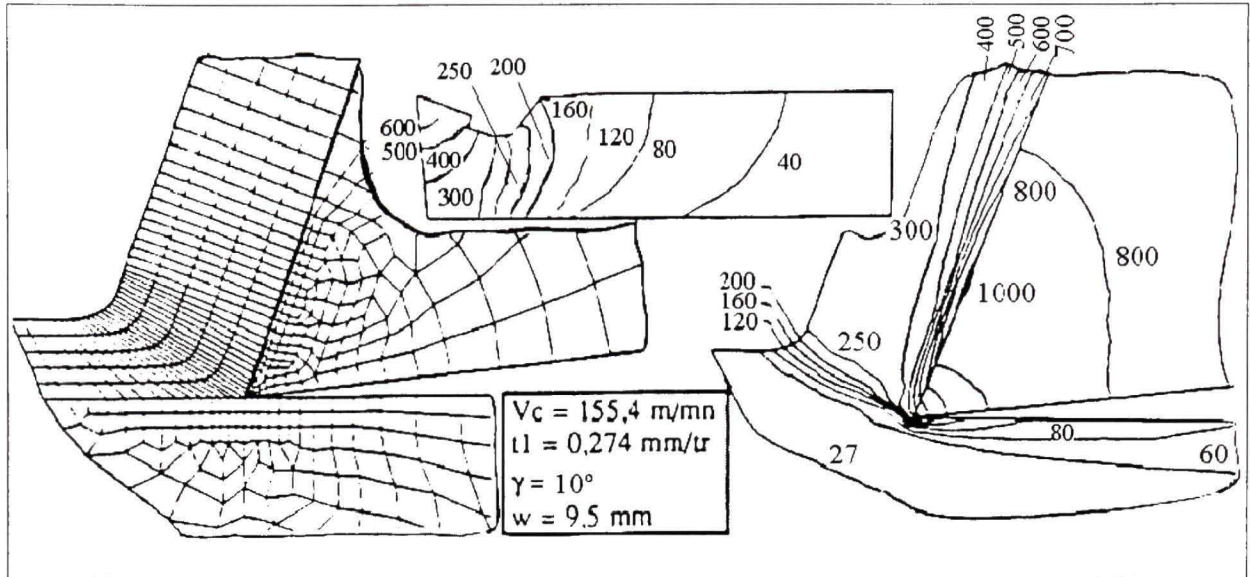


Figure 1.19 Isothermes dans le modèle d'Oxley : Première étude [10].

Pour ces conditions, Oxley a étudié l'influence de l'angle de coupe ($\gamma = 10^\circ$ et 6°) de l'avance ($f = 0.125$ et 0.25 mm/tr) et de la vitesse de coupe ($V_c = 122$ et 244 m/min) sur la répartition de la température dans le modèle de la coupe orthogonale. Les puissances de chaleur calculées en fonction de la vitesse de déformation sont introduites dans les zones de cisaillement. Un exemple des résultats de cette étude est montré à la figure 1.20.

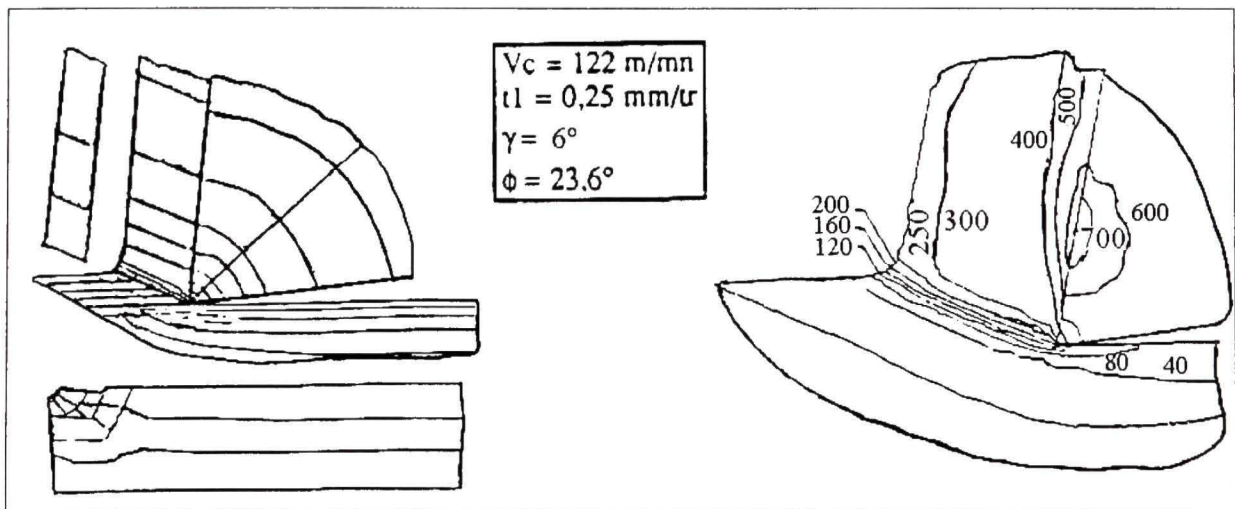


Figure 1.20 Isothermes dans le modèle d'Oxley : Deuxième étude [10].

1.4.3.2 Les modèles thermomécaniques de la coupe

Modèles non prédictifs

Lei et al. (1999) [67] ont présenté un modèle non prédictif pour modéliser la coupe orthogonale de l'acier AISI 1020. Leurs techniques ont été reprises par Gouquin et al.(2002)[11]. La coupe orthogonale a été étudiée dans les conditions de déformation plane. Le but de la simulation était essentiellement l'étude de l'effet du coefficient de frottement. Une loi de Coulomb généralisée a été utilisée pour modéliser le contact outil-copeau. Un critère de séparation physique, se fondant sur une contrainte maximale de rupture, a été adopté. Cette contrainte était considérée indépendante de la température. Les auteurs ont fait varier l'angle de coupe de 15° à 30° et le coefficient de frottement de 0.0 à 0.6.

Gouquin et al. (2002)[11] ont utilisé une analyse adiabatique supposant qu'à grandes vitesses de déformation les effets d'élévation de température restent localisés. Ainsi, la variation de la température n'est due qu'aux dissipations plastiques. L'acier utilisé était AISI 4340 dont la loi constitutive était approximée par une loi de puissance de la forme suivante :

$$\dot{\bar{\epsilon}}_p = D \left(\frac{\bar{\sigma}}{\bar{\sigma}_0} - 1 \right)^p \quad \text{pour } \bar{\sigma} < \bar{\sigma}_0 \quad (1.93)$$

Où $\bar{\sigma}_0$ est la contrainte de rupture statique. D et p sont deux coefficients caractérisant le matériau. Ces coefficients sont considérés indépendants de la température. L'outil a été considéré rigide. La figure 1.21 présente des résultats typiques de ces simulations.

Les mêmes hypothèses ont été reprises par Ko et al.(2002)[68] pour modéliser la coupe d'un alliage de Titane à grandes vitesses. La loi constitutive était de la forme :

$$\dot{\epsilon} = A \left(\sinh a\sigma \right)^m \exp\left(-\frac{Q}{RT}\right) \quad (1.94)$$

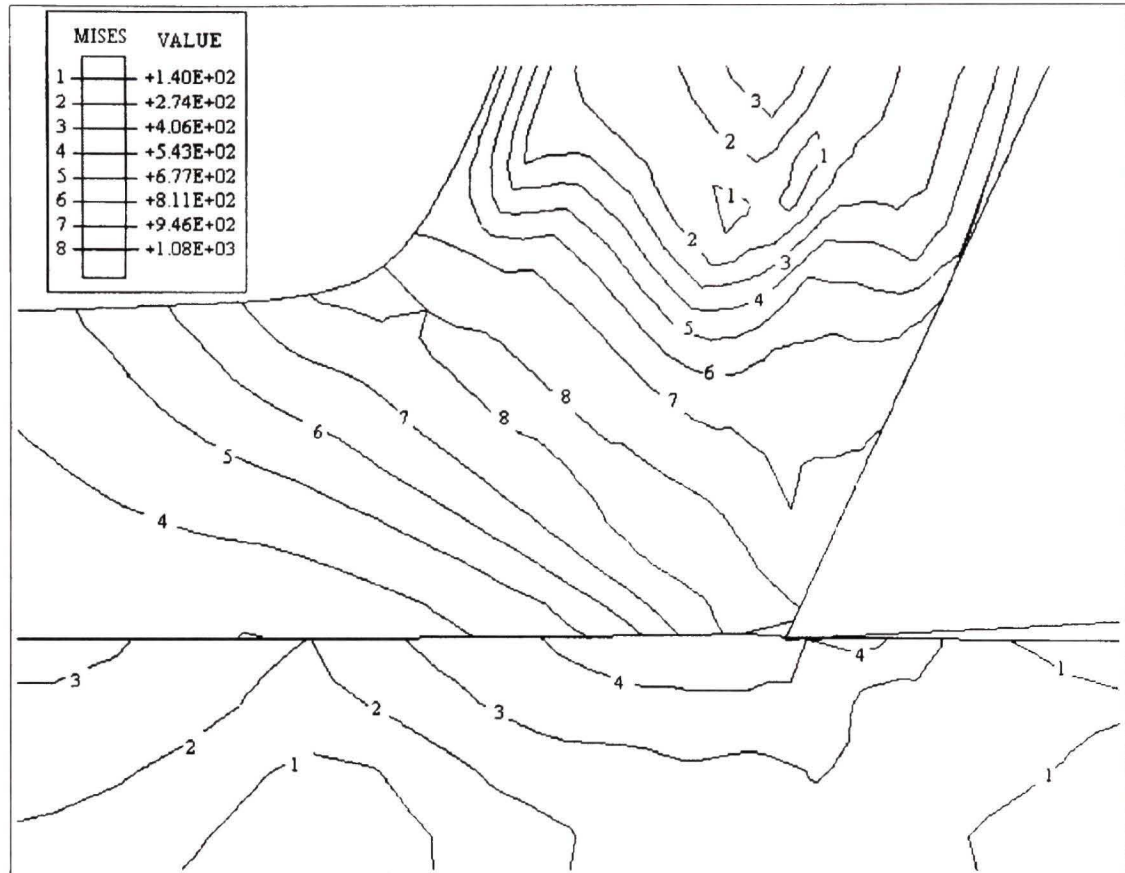


Figure 1.21 Distribution de la contrainte équivalente de von Mises [11].

Avec $A=6.7s^{-1}$, $a= Pa^{-1}$, $Q=105 J/mol$, $m=6.42$, T température absolue et R la constante universelle des gaz. L'outil est en acier rapide supérieur, il est modélisé comme un étant un corps rigide ayant de propriétés thermiques.

Modèles prédictifs

Dans ces modèles une résolution de l'équation de la chaleur complète se fait simultanément avec les équations de la mécanique. Le modèle prévoit la géométrie du copeau. On le qualifie alors de prédictif. Le modèle le plus complet est celui de Maurisch & Ortiz (1995) [4].

Dans cette étude un modèle Lagrangien de calcul par la méthode des éléments finis est développé. Pour éviter les problèmes de distorsion, les auteurs ont utilisé un remaillage continu et adaptatif de la géométrie en utilisant un indicateur de travail de déformation plastique pour le

raffinage de maillage. Le modèle tient compte de la conduction thermique, du contact et du couplage thermomécanique. De plus, un modèle de fissuration a été implanté, ce qui permet à une fissure arbitraire de se propager et d'assurer la séparation du copeau.

Pour prévoir la direction de propagation de fissure son extrémité était entourée par une rosette d'éléments. À ce niveau, le critère de séparation est vérifié et un nouveau noeud est placé dans la nouvelle position de l'extrémité de fissure (crack tip). La première application concerne l'acier AISI 4340 à une vitesse de 180 m/min avec un outil rigide.

Les propriétés thermiques et mécaniques du matériau sont illustrées ci-dessous au tableau 1.1.

Les conditions de coupe et les paramètres géométriques pour chaque simulation sont résumés dans le tableau 1.2.

Tableau 1.1 Propriétés mécaniques thermiques de l'acier AISI 4340

E	ν	σ_y	M_1	M_2	ϵ_t^P
200GPa	0.3	1090MPa	100	5	$1s^{-1}$
ϵ_0^P	K_{IC}	ρ	μ	K_p	C_p
$2E5s^{-1}$	$300MPa \sqrt{m}$	$7800 kg/m^3$	0.025	$43W/m^{\circ}C$	$600 J/kg^{\circ}C$

Tableau 1.2 Conditions de travail [4]

Simulation	Vitesse de coupe V_c (m/min)	Angle de coupe γ (°)	Avance f(mm/tr)
I	180	10	0.25
II	120	-5	0.58
III	60	-5	0.5

Les auteurs ont pu démontrer que les déformations plastiques élevées dans les zones de contact, sont dues aux adoucissements du matériau par élévation de température qui atteint des valeurs de l'ordre de $990^{\circ}C$. Dans la ZPC, la température est de $500^{\circ}C$. Maurish & Ortiz [4] ont pu démontrer que la vitesse de transition entre le régime d'écoulement continu du copeau et celui

du régime fragmenté se situe entre 60 m/min et 120 m/min. La figure 1.22 présente les résultats recueillis de la simulation I.

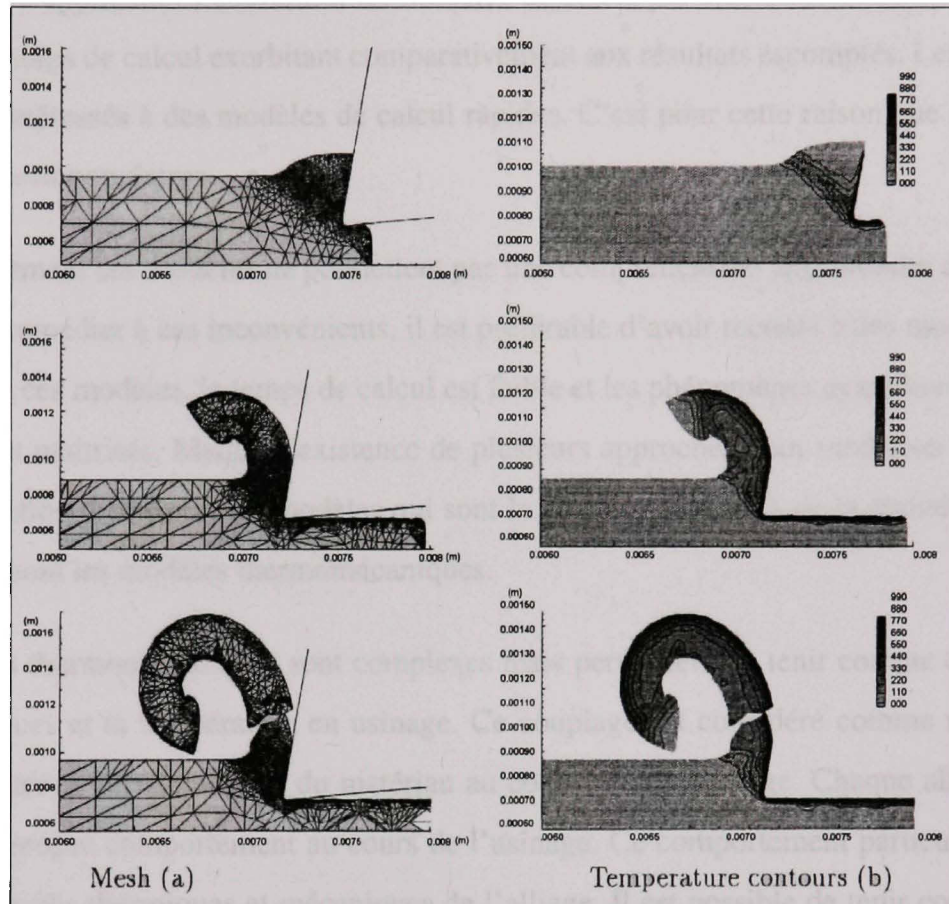


Figure 1.22 Déformées et isothermes dans le modèle de Maurish et Ortiz obtenues par la simulation I [4].

1.5 Conclusion

La coupe orthogonale est la base du développement de la majorité des modèles existant en usinage. Durant les dernières décennies, beaucoup de modèles mécaniques, thermiques, thermomécaniques et numériques ont été développés pour étudier les forces et les températures en coupe orthogonale.

Malgré les développements récents en calcul numérique, les modèles numériques en usinage restent limités et leurs aspects prédictifs demeurent liés aux conditions aux frontières considérées. Pour des applications courantes, les modèles de calcul par éléments finis s'avèrent inadéquats vu le temps de calcul exorbitant comparativement aux résultats escomptés. Les industriels sont plutôt intéressés à des modèles de calcul rapides. C'est pour cette raison que les modèles empiriques sont populaires.

Malheureusement ces modèles ne permettent pas une compréhension approfondie du sens physique. Pour remédier à ces inconvénients, il est préférable d'avoir recours à des modèles analytiques. Dans ces modèles, le temps de calcul est faible et les phénomènes ayant lieu sont mieux interprétés et maîtrisés. Malgré l'existence de plusieurs approches pour modéliser analytiquement l'opération d'usinage, les modèles qui sont le plus représentatifs de la réalité du procédé de la coupe sont les modèles thermomécaniques.

Les modèles thermomécaniques sont complexes mais permettent de tenir compte du couplage entre les forces et la température en usinage. Ce couplage est considéré comme un point clé pour expliquer le comportement du matériau au cours de son usinage. Chaque alliage métallique a son propre comportement au cours de l'usinage. Ce comportement particulier découle des particularités thermiques et mécaniques de l'alliage. Il est possible de tenir compte de ces particularités par l'utilisation des équations constitutives.

Dans le chapitre suivant, on présente les équations constitutives en usinage et les différentes méthodes existantes pour la détermination expérimentale de ces équations.

CHAPITRE 2

IDENTIFICATION DES LOIS CONSTITUTIVES EN USINAGE

2.1 Cadre physique

Lors d'une opération d'usinage, la matière est soumise à des sollicitations extrêmes : (1) les déformations plastiques (2) les vitesses de déformation (3) les contraintes (4) la température. Tout cela se passe dans un volume très réduit de quelques mm^3 . La validité d'un modèle analytique ou numérique pour la coupe des métaux dépend largement de l'équation choisie pour décrire le comportement du matériau usiné. Un modèle de comportement doit :

- a. Caractériser une classe de matériaux soumis à certaines sollicitations (petites perturbations ou transformations finies),
- b. Être issu de l'expérience,
- c. Satisfaire au second principe de la thermodynamique,
- d. Vérifier les conditions de stabilité et d'équilibre.

Avant de choisir une équation constitutive, il est alors nécessaire de :

- a. Déterminer les niveaux de grandeurs physiques sous lesquelles le matériau est déformé au cours de l'usinage (déformation, vitesse de déformation et température),
- b. Définir des tests qui permettent d'identifier le comportement du matériau au cours d'une opération d'usinage,
- c. Définir une méthode rationnelle qui permet de construire l'équation constitutive d'un matériau à partir des tests mentionnés ci-dessus.

Ces trois objectifs feront l'objet d'une analyse détaillée dans les sections suivantes.

2.2 Niveaux des grandeurs physiques

2.2.1 Analyse de la déformation plastique en usinage

Une mesure expérimentale directe du niveau de déformation au cours de l'usinage peut se faire en utilisant des caméras à haute nombre d'image par seconde. Cependant l'expérimentation est délicate. Dans la littérature, il y a trois méthodes indirectes pour l'estimation de la déformation plastique. Ces trois méthodes indirectes seront présentées dans les paragraphes suivantes.

Méthode de Merchant

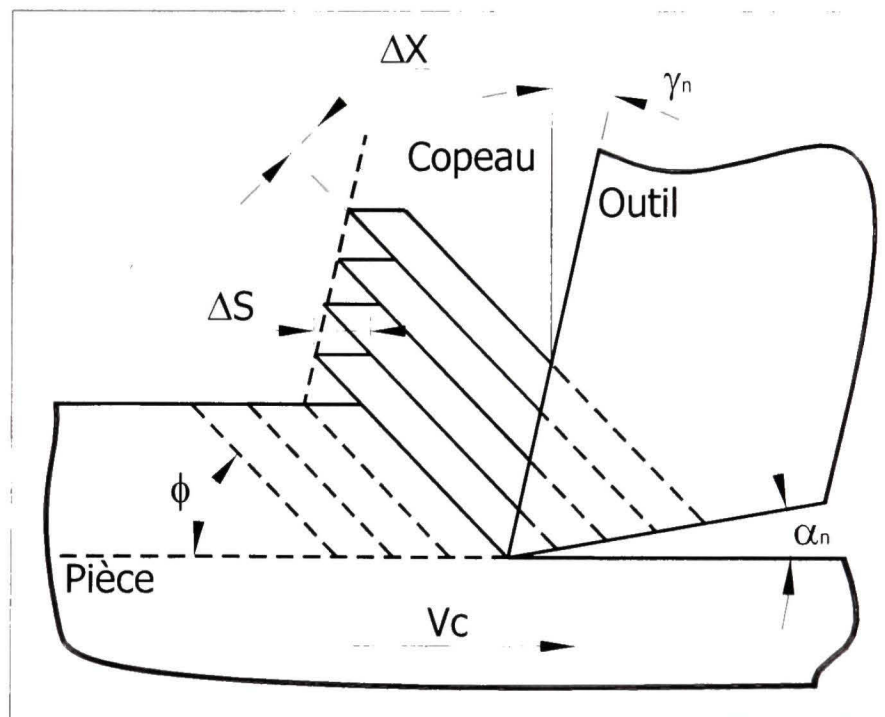


Figure 2.1 Méthode de Merchant pour l'estimation de $\bar{\gamma}$.

Merchant [69] propose une méthode indirecte pour mesurer la déformation en cisaillement (figure 2.1) :

$$\bar{\gamma} = \frac{\Delta S}{\Delta X} \quad (2.1)$$

Par exemple, Merchant a effectué une mesure directe sur la micrographie d'un copeau fragmenté, dans ce cas il en résulte que : $\bar{\gamma} = \frac{500\mu m}{100\mu m} = 5$ et par la suite, $\bar{\epsilon} = \frac{5}{\sqrt{3}} \cong 3$.

Méthode d'Oxley

Dans le cas d'un copeau continu, Oxley propose l'équation suivante pour estimer la déformation plastique, $\bar{\epsilon}_{AB}$, dans la Zone de Cisaillement Primaire :

$$\bar{\gamma} = \frac{\cos \gamma}{\sin \phi \cdot \cos(\phi - \gamma)} \quad (2.2)$$

Exemple : $V_c(\text{m/min}) = 150$, $f(\text{mm/tr})=0.3$, Outil en carbure, angle de coupe $\gamma = 5^\circ$, une pièce en acier 1042, l'angle de cisaillement $\phi = 15^\circ \triangleright \bar{\epsilon} \approx 1$.

La formulation d'Oxley et la formulation de Merchant donnent deux valeurs très différentes. La formule proposée par Oxley est établie pour un copeau continu ayant une bande de cisaillement à forme très régulière. La formulation proposée par Merchant [69] concerne également le copeau continu, mais sans limitation pour la forme de bande de cisaillement. Des essais de micro-dureté ont montré une dispersion des valeurs de dureté dans une même zone de cisaillement [12]. La micrographie de la figure 2.2, présente des valeurs de déformation variées dans un volume très réduit. Ce qui confirme qu'avec les valeurs moyennes, l'état réel du copeau ne peut pas être décrit convenablement [61].

Méthode d'Astakhov

Astakhov [6] propose une formulation pour décrire la distribution de la déformation plastique dans la zone primaire de cisaillement.

$$\bar{\gamma} = \frac{\cos \gamma}{\sin \phi \cdot \cos(\phi_n - \gamma)} \cdot \left(\frac{y}{e_{psz}} \right)^n \quad (2.3)$$

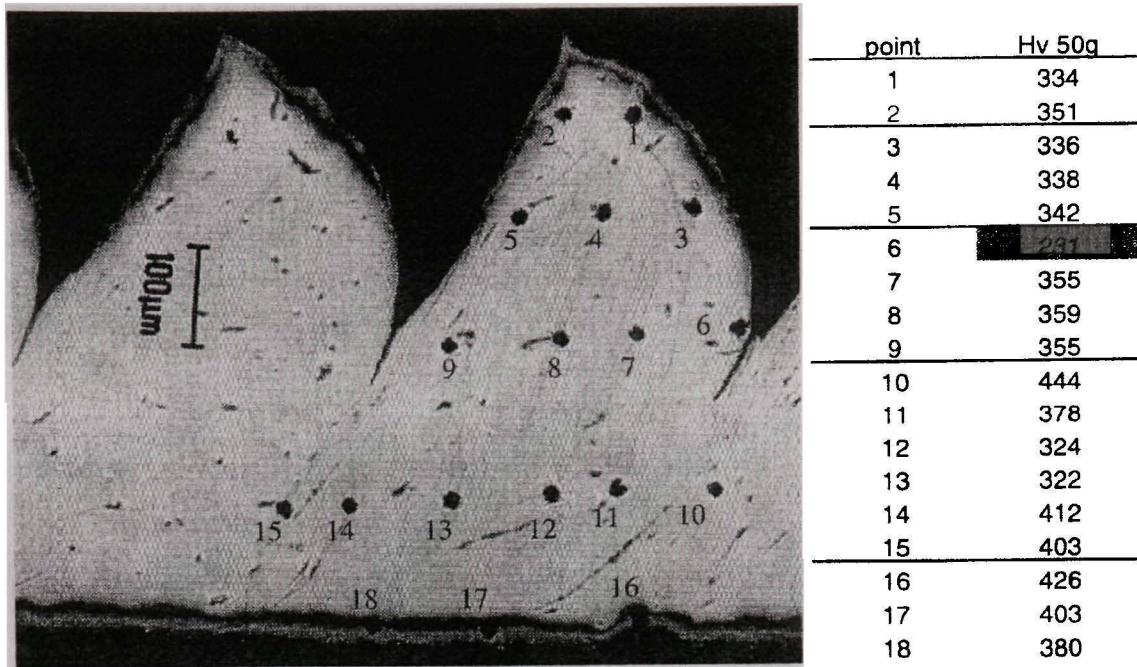


Figure 2-26 : Valeurs de dureté relevées sur un copeau d'acier austénitique nuance U ($V_c=150$ m/mn, $a=0,3$ mm/tr, outil carbure, angle de coupe 5°). Le point 6, trop au bord, n'est pas retenu.

Figure 2.2 Mesure de la microdureté sur un copeau [12].

Avec n le coefficient d'érouissage du matériau, e_{psz} la largeur de la bande de cisaillement et y une coordonnée sur la bande de cisaillement primaire. Dans le cas où $y = e_{psz}$, la formule 2.2 d'Oxley est retrouvée. La formulation d'Astakhov est souvent utilisée pour étudier la dynamique de déformation plastique dans la zone primaire de cisaillement.

2.2.2 Vitesse de déformation

Deux méthodes analytiques existent pour la détermination de la vitesse de déformation. Drucker [70] a estimé que la vitesse de cisaillement $\dot{\bar{\gamma}}_{AB}$ est trouvée en divisant la déformation en cisaillement par le temps moyen, t_{av} , requis pour traverser une bande de cisaillement d'une épaisseur e_{psz} .

$$\dot{\bar{\gamma}} = \frac{\bar{\gamma}}{t_{av}} = \frac{0.2V_c \sin\phi}{e_{psz}} \quad (2.4)$$

Freundenthal [71] a utilisé la même formule que Drucker sauf qu'il a considéré le temps nécessaire pour traverser une lamelle d'une épaisseur h

$$\dot{\bar{\gamma}} = \frac{\bar{\gamma}}{t_{av}} = \frac{0.2V_c \sin \phi}{h} \quad (2.5)$$

Shaw [72] a utilisé la formule suivante pour estimer la vitesse de cisaillement :

$$\dot{\bar{\gamma}} = \frac{\cos \gamma}{\cos(\phi - \gamma)} \cdot \frac{0.2V_c}{\Delta y} \quad (2.6)$$

avec Δy l'espace entre les plans de cisaillement. Pour une revue détaillée de littérature sur le calcul des vitesses de déformation en usinage la lecture de la référence [6] est recommandée.

2.2.3 Température

Depuis 1907, Taylor [73] a montré la relation entre l'usure en cratère et la température de coupe. La température de coupe affecte aussi les contraintes d'écoulement ainsi que les déformations plastiques. Tout au long des années, beaucoup de techniques de mesure ont été développées pour mesurer la température de coupe. Parmi les équipements expérimentaux pour la mesure de la température au cours d'une opération d'usinage, on peut citer : les pyromètres optiques, les thermocouples et les caméras à infrarouge (CCD-IR). Pour une lecture détaillée sur ces techniques de mesure les références [74, 72] sont recommandés. La technique CCD-IR est la plus utilisée malgré son coût relativement élevé. Elle permet de visualiser les isothermes sur la face de coupe de l'outil. Le tableau 2.1 présente des résultats expérimentaux pour la mesure de champ de température dans le copeau et sur la face de coupe d'un outil en carbure usinant une pièce en acier au carbone (1042) et un acier inoxydable (316L)

La distribution de la température est sensible à la variation des conditions de coupe. La figure 2.3 montre les grandes différences existant dans des surfaces très réduites de quelques mm^2 . Ceci peut engendrer certainement une anisotropie au niveau de différentes zones du copeau.

Tableau 2.1 Mesure de la température T_{max} en coupe orthogonale [5]

Nuance	V_c (m/s)	f (mm/tr)	γ (°)	F_c (KN)	T_{max} (°K)	Outil	Lieu	Méthode
1042	3	0.1	5	1.6	967	cermet	outil	CCD-IR
1042	5	0.1	5	1.5	1000	cermet	outil	CCD-IR
1042	5	0.2	5	2.3	1077	cermet	outil	CCD-IR
316L	2.5	0.1	0	1.2	828	carbure	copeau	CCD-IR
316L	2.5	0.2	0	2.1	1042	carbure	copeau	CCD-IR
316L	5	0.1	0	1.25	860	carbure	copeau	CCD-IR

2.2.4 Synthèse

Vu la disparité de valeurs de sollicitation retrouvées dans le copeau, il est commode de subdiviser la zones de déformation en des trois zones selon le niveau de sévérité des sollicitations. Une telle subdivision est illustrée dans la figure 2.4.

Le tableau 2.2 résume des valeurs estimatives des sollicitations dans les trois zones de déformation définies sur la figure 2.4.

Tableau 2.2 Sollicitations et phénomènes physiques dans les zones de cisaillement

⊗	Z1	Z2	Z3
Zone cisailée	10 μm	quelques μm	quelques μm
Déformation $\bar{\epsilon}$	$\cong 3$	»3	»3
Vitesse de déformation $\bar{\dot{\epsilon}}$ (s^{-1})	10^4	» 10^4	» 10^4
Température T_{max} (°C)	400	800	≤ 350
Phénomène	Écrouissage	Restauration	Écrouissage

2.2.5 Comparaisons

Le tableau 2.3 présente une comparaison entre les différentes sollicitations de travail présentées par divers auteurs pour l'usinage des métaux.

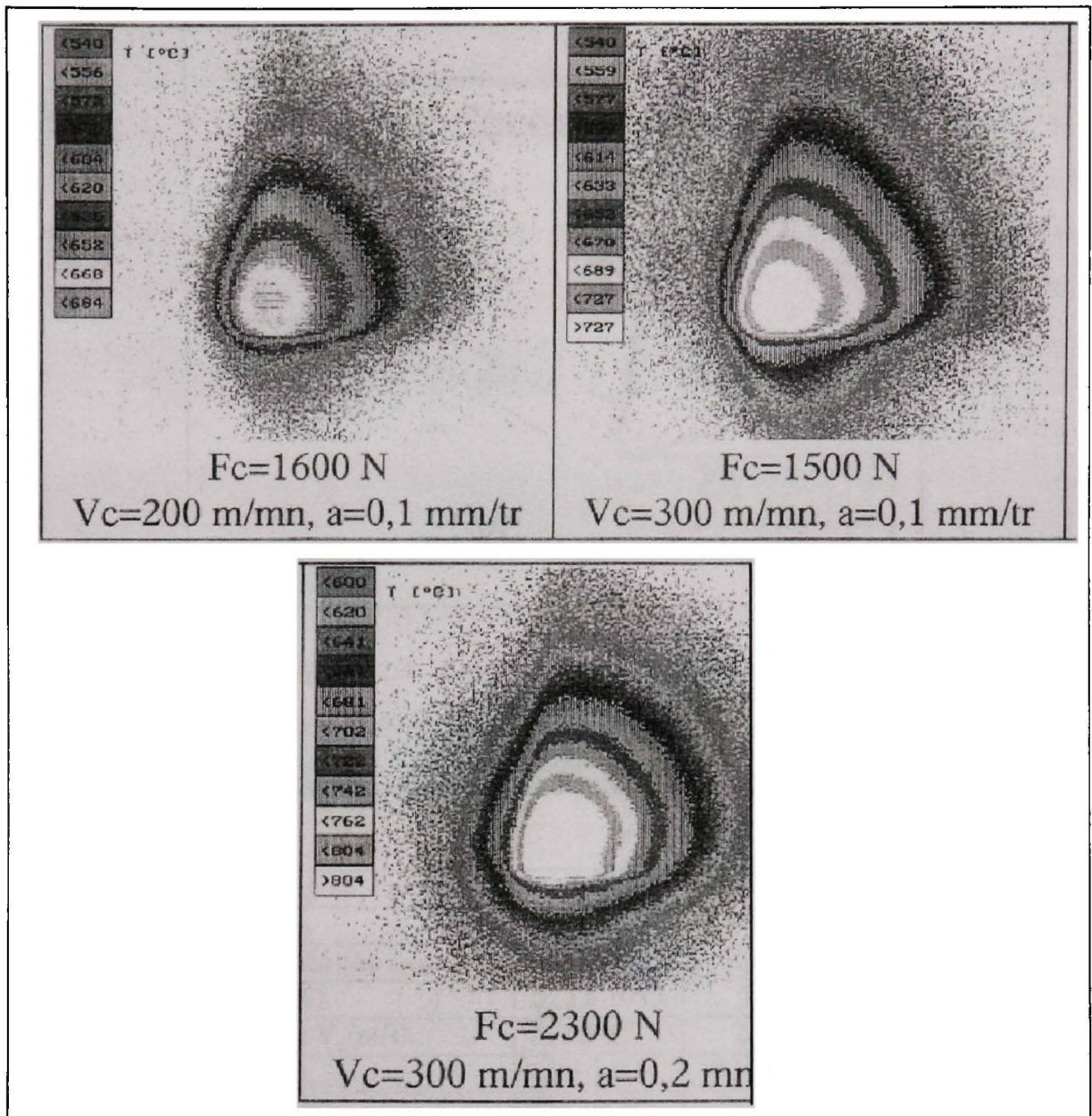


Figure 2.3 Distribution de la température sur l'outil de coupe, usinage de 316L[12].

Les variations observées au niveau de ces estimations sont dues essentiellement à la différence des conditions de coupe et de matériaux usinés. De plus, les méthodes de mesure ou les formulations de calcul utilisées ne sont pas les mêmes pour tous les auteurs. En effet, toute formulation doit tenir de spécificités de l'usinage.

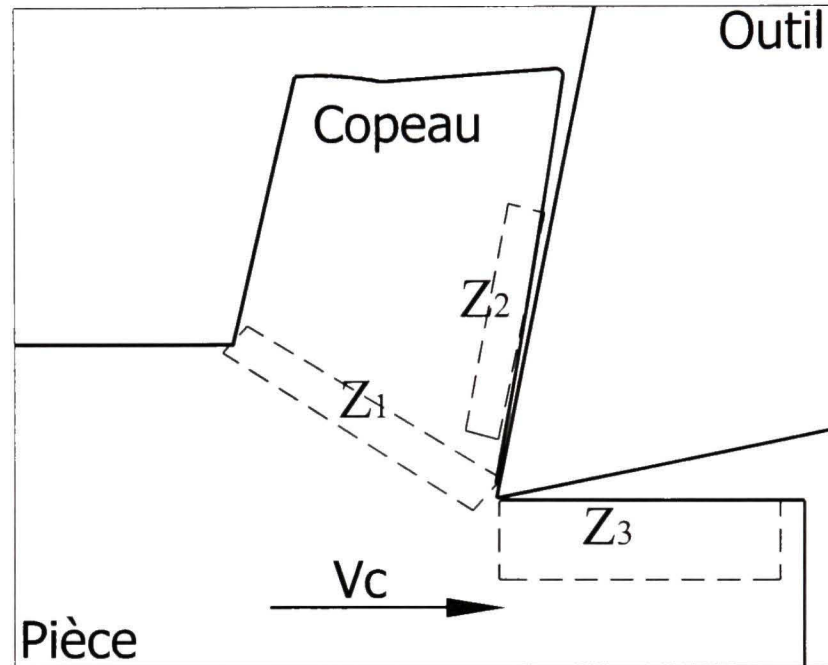


Figure 2.4 Les trois zones de cisaillement.

Tableau 2.3 Exemples des conditions de travail en usinage dans la littérature

Référence bibliographique	[12]	[75]	[8]
Déformation $\bar{\epsilon}_{AB}$	3	1 à 2	1 à 1.5
Vitesse de déformation $\dot{\bar{\epsilon}}_{AB}$ (s^{-1})	10^4	$2 \cdot 10^4$	$2 \cdot 10^4$ à $2 \cdot 10^5$
Température T(K)	523 à 1073	560	473 à 630
Vitesse de coupe V_c (m/s)	2.5 à 5	2 à 4	1 à 3
Avance f(mm/tr)	0.1 à 0.3	0.1 à 0.4	0.1 à 0.3
Angle de coupe γ	0° ou 5°	...	0° ou 6°
Matériau	316-L 1042	AISI 1045	316-L

Pour mettre en évidence la spécificité de l'opération de coupe par rapport à d'autres procédés de mise en forme, une comparaison des conditions de travail pour des procédés usuels est présentée dans le tableau 2.4. Les valeurs indiquées dans le tableau 2.4 montrent effectivement que la coupe s'effectue dans des conditions beaucoup plus extrêmes que les autres procédés de mise en forme.

Les trois dernières lignes du tableau 2.4 illustrent le niveau de vitesse de déformation pour d'autres phénomènes comme le crash automobile et la protection balistique et satellitaire. On observe une similarité entre les vitesses de déformation en usinage et les vitesses atteintes en protection balistique. Historiquement les lois de comportement les plus utilisées pour la modélisation de l'usinage sont issues du domaine de la protection balistique (Johnson-Cook, Zerilli-Armstrong)

Tableau 2.4 Les sollicitations pour les procédés de mise en forme [6]

Procédés de mise en forme	Déformation $\bar{\epsilon}$	Vitesse de déformation $\dot{\bar{\epsilon}}(s^{-1})$	Fraction $\frac{T}{T_f}$
Extrusion	2.0 ÷ 5.0	$10^{-1} \div 10^2$	0.16 ÷ 0.17
Forgeage	0.1 ÷ 0.5	$10^0 \div 10^3$	0.16 ÷ 0.17
Pliage	0.1 ÷ 0.5	$10^0 \div 10^2$	0.16 ÷ 0.17
Usinage	1.0 ÷ 3.0	$10^3 \div 10^5$	0.16 ÷ 0.6
Crash (train ou automobile)	—	$10^0 \div 5 \cdot 10^2$	—
Protection Balistique	—	$10^3 \div 10^7$	—
Protection des satellites	—	$10^4 \div 10^8$	—

2.3 Méthodes d'identification des lois de comportement en usinage

Plusieurs approches analytiques étaient développées pour identifier les lois de comportement à partir des essais de coupe orthogonale. Les premières approches étaient applicables pour des lois simples (linéaire et puissance). D'autres méthodes plus élaborées étaient développées plus tard pour identifier des lois de comportement plus complexes.

2.3.1 Identification d'une loi linéaire

2.3.1.1 Procédure de Keceioglu

Les travaux de Keceioglu (1958) avaient pour objectif d'établir une relation entre la contrainte de cisaillement et la vitesse de déformation. Keceioglu(1958) a fait des essais de tournage sur l'acier AISI 1020 sous les conditions de déformation plane. Il a mesuré les grandeurs suivantes, sous un régime stationnaire :

- L'épaisseur de la Zone de Cisaillement Primaire (ΔS_2) à partir des micrographies réalisées sur des copeaux issus des essais Quick Stop ;
- L'épaisseur du copeau (h_c) par la méthode de pesée ;
- Les efforts de coupe (F_c, F_f) par une table dynamométrique .

Pour établir une relation entre la contrainte de cisaillement et la vitesse de déformation, l'auteur a utilisé la procédure suivante :

- a. Choisir la géométrie de l'outil et les conditions de coupe : l'angle de coupe γ , la vitesse de coupe V_c , l'avance f et la largeur de coupe w ;
- b. Mesurer l'épaisseur du copeau h_c ;
- c. Calculer l'angle de cisaillement ϕ , $\tan \phi = \frac{h_c \cos \gamma}{1 - \frac{h_c}{f} \sin \gamma}$;
- d. Calculer l'angle θ , $\theta = \phi + \arctan(F_f/F_c)$;
- e. Utiliser θ avec les efforts F_f, F_c pour calculer l'effort de cisaillement T_s ,

$$T_s = \sqrt{F_c^2 + F_f^2} \cos \theta$$
 ;
- f. Calculer τ_{AB} , $\tau_{AB} = \frac{T_s}{w.l_p}$ (l_p la longueur du plan de cisaillement) ;
- g. Calculer V_p , $V_p = V_c \cos \gamma / \cos(\phi - \gamma)$;
- h. Déterminer l'épaisseur de la zone primaire de cisaillement ΔS_2 par une mesure directe ;
- i. Calculer $\dot{\gamma}_{AB} = \frac{V_p}{\Delta S_2}$.

Les valeurs ainsi retrouvées sont utilisées pour tracer l'évolution de la contrainte τ_{AB} en fonction de la vitesse de déformation $\dot{\gamma}_{AB}$. Kececioglu (1958) a remarqué l'augmentation linéaire de la contrainte avec la vitesse de déformation.

2.3.1.2 Procédure d'Oxley

Oxley (1963) a noté que Kececioglu (1958) n'a pas tenu compte de la variation de la déformation au niveau de AB . Oxley a utilisé les résultats issus de sa théorie pour compléter la procédure de Kececioglu ¹. Cette procédure s'établit comme suit :

- a. Choisir la géométrie de l'outil et les conditions de coupe : l'angle de coupe γ , la vitesse de coupe V_c , l'avance f et la largeur de passe w ;
- b. Mesurer l'épaisseur du copeau h_c ;
- c. Calculer ϕ , $\tan \phi = \frac{\frac{h}{h_c} \cos \gamma}{1 - \frac{h}{h_c} \sin \gamma}$;
- d. Calculer l'angle θ , $\theta = \phi + \arctan(F_a/F_c)$;
- e. Utiliser θ avec les efforts F_f, F_c pour calculer l'effort de cisaillement T_s ,
 $T_s = \sqrt{F_c^2 + F_f^2} \cos \theta$;
- f. Calculer τ_{AB} , $\tau_{AB} = \frac{T_s}{w \cdot l_p}$ (l_p la longueur du plan de cisaillement) ;
- g. Déterminer l'épaisseur de la zone primaire de cisaillement ΔS_2 par une mesure directe ;
- h. Utiliser les valeurs trouvées de τ_{AB}, θ, ϕ avec ΔS_2 pour retrouver $\Delta \tau$, $\tan \theta = 1 + 2\left(\frac{\pi}{4} - \phi\right) - \frac{\Delta \tau}{2\tau_{AB}} \frac{l_p}{\Delta S_2}$;
- i. Calculer γ_{EF} , $\gamma_{EF} = \frac{\cos \gamma}{\cos(\phi - \gamma)}$;
- j. Déterminer le coefficient m , $m = \frac{\Delta \tau}{\sin(\phi_n) \gamma_{EF}}$;
- k. Calculer V_p , $V_p = V_c \cos \gamma / \cos(\phi - \gamma)$;

¹Dans la figure 1.14, la déformation plastique est maximale sur le plan EF , sur le plan CD la déformation plastique est nulle, et par la suite, la déformation au niveau de AB va avoir une valeur moyenne qui serait la moitié de celle ayant lieu au plan EF .

$$\tau_{AB} = \tau_0 + \frac{1}{2} m \gamma_{EF} \quad (2.7)$$

Avec τ_0 est la contrainte de cisaillement pour une déformation plastique nulle. Dans le présent modèle : $\tau_0 = \tau_{CD}$

1. Calculer $\dot{\gamma}_{AB} = \frac{V_p}{\Delta S_2}$.

Cette procédure permet de trouver le coefficient m et la constante τ_0 pour une vitesse de déformation connue $\dot{\gamma}_{AB}$. Par la suite, des différentes courbes déformation-contrainte pour une variété de vitesses de déformation ont été tracées. Oxley a constaté que τ_0 augmente avec $\dot{\gamma}_{AB}$ contrairement au coefficient m qui décroît.

2.3.2 Identification d'une loi de puissance

2.3.2.1 Première procédure d'Oxley

Dans la démarche précédente, Oxley a négligé l'effet de la température. Il a supposé une simple relation linéaire d'écrouissage. Une deuxième forme de la relation contrainte-déformation était proposée par Oxley et Stevenson (1967) :

$$\sigma = \sigma_1 \epsilon^n \quad (2.8)$$

σ La contrainte uni-axiale ;

ϵ La déformation (naturelle) ;

σ_1 Une constante du matériau ;

n Un coefficient d'écrouissage.

Ci-dessous, on présente une explication de la démarche suivie pour retrouver le couple (n, σ_1) . L'équation 2.8 peut être présentée graphiquement avec les points AB , CD et EF tel que montré à la figure 2.5.

On suppose que la déformation en CD est égale à la déformation élastique. Le module élastique du matériau est noté E . En utilisant la figure 2.5 le coefficient n s'exprime :

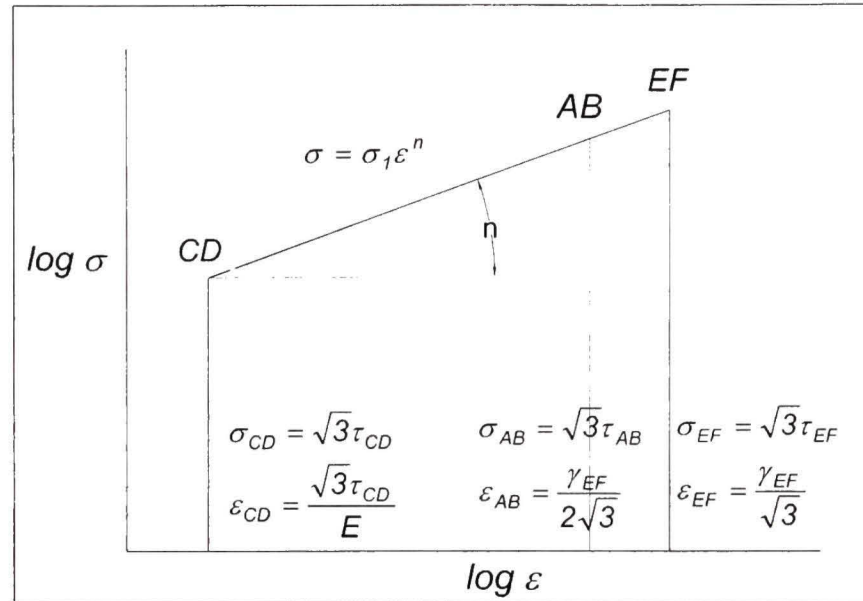


Figure 2.5 Graphique pour obtenir le coefficient d'écroissage η définie par l'équation 2.9.

$$n = \frac{\log(\sqrt{3}\tau_{EF}) - \log(\sqrt{3}\tau_{CD})}{\log(\gamma_{EF}/\sqrt{3}) - \log(\sqrt{3}\tau_{CD}/E)} \quad (2.9)$$

Procédure de calcul

- Choisir la géométrie de l'outil et les conditions de coupe : l'angle de coupe γ , la vitesse de coupe V_c , l'avance f et la largeur de passe w ;
- Mesurer l'épaisseur du copeau h_c ;
- Calculer ϕ , $\tan \phi = \frac{\frac{h_c}{h_c} \cos \gamma}{1 - \frac{h_c}{h_c} \sin \gamma}$;
- Calculer l'angle θ , $\theta = \phi + \arctan(F_a/F_c)$;
- Utiliser θ avec les efforts F_f, F_c pour calculer l'effort de cisaillement T_s ,
 $T_s = \sqrt{F_c^2 + F_f^2} \cos \theta$;

- f. Calculer τ_{AB} , $\tau_{AB} = \frac{T_s}{w.l_p}$ (l_p la longueur du plan de cisaillement) ;
- g. Déterminer l'épaisseur de la zone primaire de cisaillement ΔS_2 par mesure directe ;
- h. Utiliser les valeurs trouvées de τ_{AB} , θ , ϕ avec ΔS_2 pour retrouver $\Delta\tau$;

$$\tan \theta = 1 + 2\left(\frac{\pi}{4} - \phi\right) - \frac{\Delta\tau}{2\tau_{AB}} \frac{l_p}{\Delta S_2} \quad (2.10)$$

- i. Calculer γ_{EF} , $\gamma_{EF} = \frac{\cos \gamma}{\sin(\phi_n) \cos(\phi - \gamma)}$;
- j. sachant que $\Delta\tau = \tau_{EF} - \tau_{CD}$ déterminer τ_{EF} ;
- k. En utilisant τ_{EF} et γ_{CD} , déterminer le coefficient d'écroutissage n à partir de l'équation 2.9 ;
- l. Calculer V_p , $V_p = V_c \cos \gamma / \cos(\phi - \gamma)$;
- m. Calculer $\dot{\gamma}_{AB} = \frac{V_p}{\Delta S_2}$;
- n. En utilisant l'équation 2.8, calculer σ_1 , ($\sigma_1 = \sigma_{AB} / \epsilon_{AB}^n$).

Pour chaque vitesse de déformation considérée, Oxley a pu retrouver un couple (σ_1, n) définissant la loi du comportement du matériau, mais la procédure expérimentale nécessaire à établir la loi exigeait une longue expérimentation.

2.3.2.2 Deuxième procédure d'Oxley

Pour alléger l'expérimentation nécessaire à identifier une loi de comportement, Oxley (1970-1971) a proposé une deuxième méthode plus simple. L'auteur a supposé que la vitesse de cisaillement était maximale dans le plan AB et constante le long de ce plan. Elle était estimée comme suit :

$$\dot{\gamma}_{AB} = C' \frac{V_p}{h} \quad (2.11)$$

Où C' est une constante du matériau estimée à 2.59-5.9 (pour les aciers). Le cisaillement sur le plan AB a une valeur constante et égale à moitié de la déformation dans EF :

$$\gamma_{AB} = \frac{1}{2} \frac{\cos \gamma}{\sin \phi \cos(\phi - \gamma)} \quad (2.12)$$

La démarche de calcul est similaire à la démarche adoptée dans la section précédente. Une loi de comportement s'écrit généralement comme une fonction de la déformation, la vitesse déformation et la température.

$$\tau = f(\gamma, \dot{\gamma}, T) \quad (2.13)$$

on a alors :

$$\frac{\partial \tau}{\partial s_{1,2}} = \frac{\partial \tau}{\partial \gamma} \frac{\partial \gamma}{\partial s_{1,2}} + \frac{\partial \tau}{\partial \dot{\gamma}} \frac{\partial \dot{\gamma}}{\partial s_{1,2}} + \frac{\partial \tau}{\partial T} \frac{\partial T}{\partial s_{1,2}} \quad (2.14)$$

s_1, s_2 sont les directions principales de lignes de glissement. Pour déterminer le $d\tau/ds_2$ dans le plan AB , le terme contenant la vitesse de cisaillement est nul, puisque cette dernière passe par un maxima au niveau de AB donc : $\partial \dot{\gamma} / \partial s_2 = 0$ (sur AB). L'effet de température sera négligé pour simplifier le calcul et par la suite l'équation 2.14 devient :

$$\frac{\partial \tau}{\partial s_2} = \frac{d\tau}{d\gamma} \frac{d\gamma}{ds_2} \quad (2.15)$$

$$\Leftrightarrow \frac{\partial \tau}{\partial s_2} = \frac{d\tau}{d\gamma} \frac{d\gamma}{dt} \frac{dt}{ds_2} \quad (2.16)$$

Où t désigne le temps. Si la loi de comportement est exprimée par l'équation 2.8 ($\sigma = \sigma_1 \epsilon^n$) alors sur le plan AB on peut écrire :

$$\frac{d\sigma}{d\epsilon} = n \frac{\sigma_{AB}}{\epsilon_{AB}} \Leftrightarrow \frac{d\tau}{d\gamma} = n \frac{\tau_{AB}}{\gamma_{AB}} \quad (2.17)$$

L'équation 2.16 peut être transformée au niveau de AB

$$\frac{\partial \tau}{\partial s_2} = \underbrace{\frac{d\tau}{d\gamma}}_{n \frac{\tau_{AB}}{\gamma_{AB}}} \underbrace{\frac{d\gamma}{dt}}_{\dot{\gamma}_{AB}} \underbrace{\frac{dt}{ds_2}}_{\frac{1}{V_c \sin \phi}} \quad (2.18)$$

$$\frac{d\tau}{ds_2} = n \frac{\tau_{AB}}{\gamma_{AB}} \frac{C' V_c \cos \gamma}{h \cos(\phi - \gamma)} \frac{1}{V_c \sin \phi} \quad (2.19)$$

Nota :

★ Le rapport $d\tau/ds_2$ peut être remplacé par la différence finie $\Delta\tau/\Delta s_2$

Par la suite :

$$\frac{\Delta\tau}{\Delta s_2} = \frac{C' n \tau_{AB}}{h} \quad (2.20)$$

On remplace alors $\Delta\tau/\Delta s_2$ par son expression (équation 2.20) dans l'équation 2.10 qui devient alors :

$$\tan \theta = 1 + 2\left(\frac{\pi}{4} - \phi\right) - \frac{C' n}{\sin \phi} \quad (2.21)$$

Procédure de calcul

La deuxième procédure suggérée par Oxley pour l'évaluation de la déformation, la vitesse de déformation et la des contraintes est la suivante :

- a. Choisir la géométrie de l'outil et les conditions de coupe : l'angle de coupe γ , la vitesse de coupe V_c , l'avance f et la largeur de passe w ;
- b. Mesurer l'épaisseur du copeau h_c ;
- c. Calculer ϕ , $\tan \phi = \frac{\frac{h}{h_c} \cos \gamma}{1 - \frac{1}{h_c} \sin \gamma}$;
- d. Calculer l'angle θ , $\theta = \phi + \arctan(F_a/F_c)$;
- e. Utiliser θ avec les efforts F_f , F_c pour calculer l'effort de cisaillement T_s , $T_s = \sqrt{F_c^2 + F_f^2} \cos \theta$;
- f. Calculer τ_{AB} , $\tau_{AB} = \frac{T_s}{w.l_p}$ (l_p la longueur du plan de cisaillement) ;
- g. Utiliser les valeurs trouvées de θ , ϕ avec C' ($C'=2.59$) pour retrouver n à partir de l'équation 2.21 ;
- h. À partir de l'équation 2.12 calculer γ_{AB} ;
- i. Utiliser γ_{AB} , τ_{AB} et n pour retrouver σ_1 ;

j. Calculer $\dot{\gamma}_{AB}$ à partir de l'équation 2.11.

En appliquant la procédure expliquée ci-dessus et en utilisant la méthode de calcul de la température de Boothroyd, Oxley a pu trouver une correspondance entre la température et la vitesse de déformation. C'est-à-dire, que pour chaque combinaison de conditions de coupe, il est possible de retrouver T_{AB} , $\dot{\epsilon}_{AB}$, ϵ_{AB} et σ_{AB} .

2.3.3 Identification d'une loi Johnson-Cook

Guo [76] propose une méthodologie d'identification des paramètres de la loi Johnson-Cook appliquée pour l'alliage d'aluminium 6061-T6. La loi JC s'exprime ainsi :

$$\bar{\sigma} = (A + B\bar{\epsilon}^n) \left[1 + C \left(\ln \frac{\dot{\bar{\epsilon}}}{\dot{\bar{\epsilon}}_0} \right) \right] (1 - \bar{T}^m) \quad (2.22)$$

Cette méthode découle d'une corrélation de résultats d'essais de compression quasi statique et les essais de coupe orthogonale. Le coefficient de sensibilité à la température m est pris égal à l'unité. Le paramètre A de la loi est considéré comme la limite élastique du matériau à la vitesse de déformation de référence $\dot{\epsilon}_0 = 0.01s^{-1}$. Les paramètres B et n sont déterminés à partir d'essais quasi statiques. La méthode des moindres carrés est utilisée, en supposant que la vitesse n'a pas d'influence. En négligeant l'effet de vitesse, l'équation 2.22 devient :

$$\bar{\sigma} = (A + B\bar{\epsilon}^n) (1 - \bar{T}^m) \quad (2.23)$$

En appliquant la fonction log au deux membres de l'égalité :

$$\ln \left(\frac{\bar{\sigma}}{1 - \bar{T}^m} - A \right) = \ln B + n \ln \bar{\epsilon} \quad (2.24)$$

Pour N tests de compression avec $i = 1$ à N on a :

$$\underbrace{\ln \left(\frac{\bar{\sigma}_i}{1 - \bar{T}_i} - A \right)}_{Y_i} = \underbrace{\ln B}_{B_1} + n \underbrace{\ln \bar{\epsilon}_i}_{X_i} \Leftrightarrow Y_i = B_1 + nX_i \quad (2.25)$$

La méthode de moindre carrés est utilisée pour identifier les coefficients B_1 et n , en supposant que la vitesse de déformation n'a pas d'influence .

L'identification du coefficient C , se fait en résolvant un système d'équation constitué par les équations d'écoulement écrites pour une même déformation. σ_{com}^2 désigne une extrapolation d'une sollicitation de compression, où la vitesse n'a pas d'influence. σ_{cut}^3 la valeur de contrainte d'écoulement calculée par le modèle de coupe. Le modèle utilisé par Guo est fondé sur la théorie d'Oxley. Les paramètres A , B et n sont supposés être déjà déterminés :

$$\begin{aligned} \bar{\sigma}_{com} &= (A + B\bar{\epsilon}_{cut}^n) (1 - \bar{T}_{com}) \\ \bar{\sigma}_{cut} &= (A + B\bar{\epsilon}_{cut}^n) \left[1 + C \left(\ln \frac{\dot{\epsilon}_{cut}}{\dot{\epsilon}_0} \right) \right] (1 - \bar{T}_{cut}) \end{aligned} \quad (2.26)$$

En résolvant le système 2.26 :

$$C = \frac{[\bar{\sigma}_{cut}(1 - \bar{T}_{com})/\bar{\sigma}_{com}(1 - \bar{T}_{cut})] - 1}{\ln(\dot{\epsilon}_{cut}/\dot{\epsilon}_0)} \quad (2.27)$$

Pour chaque combinaison de conditions de coupe V_c, f, w la valeur du paramètre C est calculée à partir de l'équation 2.27. L'auteur a supposé que :

$$C = f(V_c, f) = c_1 + c_2f + c_3V_c$$

²com : Compression

³cut : Cutting

Si M expériences sont réalisées, on écrit alors pour $i = 1$ à M :

$$C_i = c_1 + c_2 f_i + c_3 (V_c)_i \quad (2.28)$$

Une méthode de régression linéaire permet de retrouver les trois constantes c_1, c_2, c_3 et l'expression de C par la suite. Pour l'aluminium 6061-T6 l'expression de C est la suivante :

$$C = 0.0581 - 194.091h - 0.00306V_c \quad (2.29)$$

Procédure de calcul

La procédure suggérée par Guo pour l'identification des coefficients de la loi Johnson-Cook est la suivante :

- a. À partir d'un test de compression à une vitesse de $0.01s^{-1}$, déterminer le paramètre A ;
- b. En réalisant N tests de compression, utiliser l'équation 2.25 pour trouver B et n ;
- c. Choisir la géométrie de l'outil et les conditions de coupe $\gamma, (V_c)_i, f_i, p_i$;
- d. Utiliser l'une des procédures précédentes pour calculer $((\dot{\epsilon}_{AB})_i, (\epsilon_{AB})_i, (\sigma_{AB})_i, (T_{AB})_i)$;
- e. Calculer C_i de l'équation 2.27 ;
- f. Répéter les étapes de c,d et e M fois, M étant le nombre des essais de coupe ;
- g. Utiliser la méthode de régression linéaire pour trouver l'expression de C à partir des $C_1 \dots C_M$ (expression similaire à celle de l'équation 2.29).

2.4 Conclusion

L'opération d'usinage présente des conditions de sollicitation extrêmes qui ne sont pas observables dans d'autres procédés de mise en forme. Cette spécificité rend l'utilisation de propriétés

mécaniques des métaux déterminées à partir des essais standards de laboratoire inadéquats. Par conséquent, il est important d'identifier l'équation constitutive d'un matériau pour être capable de prédire son comportement en usinage.

La revue de littérature a montré l'existence de plusieurs méthodes et approches pour l'identification de ces équations constitutives. Ceci a fait en sorte qu'il y ait des différences non négligeables entre les constantes d'un seul matériau selon différents auteurs. Pour surmonter cet inconvénient, il faut comparer les constantes données par différents auteurs et retenir des constantes celles qui donnent les valeurs les plus proches en terme de contraintes. Il est remarquable aussi que certaines équations telles que celles de Johnson-Cook et Zerilli-Armstrong soient plus populaires et répandues que d'autres. Mais ceci ne constitue pas une difficulté, vu que la transformation d'une équation à une autre est toujours possible, dans leurs domaines de validité. Cependant, ces équations permettent de déterminer les grandeurs physiques (température, contrainte, déformation, vitesse de déformation etc.).

L'utilisation des équations constitutives est un outil intéressant pour retrouver ces grandeurs difficilement accessibles par mesure. L'utilisation des équations constitutives pour déterminer ces grandeurs a fait l'objet d'une partie de cette recherche. Il est nécessaire de mentionner que les équations constitutives sont déterminées dans des conditions de coupe dynamiquement stable. Pour les exploiter, il est primordial de vérifier la stabilité de la dynamique de l'opération de fraisage.

Tous ces aspects seront traités dans le chapitre suivant où on présente un résumé substantiel de travaux de recherche effectués dans le cadre de la présente thèse.

CHAPITRE 3

RÉSUMÉ SUBSTANTIEL DE THÈSE

3.1 Introduction

L'usinage à grande vitesse (UGV) et à sec est devenu une technique répandue dans plusieurs sphères de l'industrie : aérospatiale, navale, automobile, etc. Grâce à des travaux de recherche intensive, durant les quarante dernières années, l'UGV a connu un développement technologique rapide. Par la suite, les performances des machines ont été améliorées au point de vue de la vitesse de rotation, de l'avance, de la puissance, de la précision, de la sécurité et du prix. Malgré tous ces développements, l'UGV présente toujours des défis majeurs en ce qui concerne la stabilité dynamique de l'opération de coupe, l'échauffement excessif du système outil/pièce et la génération des particules fines dont la majeure partie est nocive à la santé des opérateurs.

Pour l'UGV à sec, ces défis sont plus difficiles à surmonter à cause des sollicitations mécaniques et thermiques extrêmes. Cela demande donc une révision des approches existantes pour l'usinage conventionnel. Dans ces approches, l'hypothèse de la déformation adiabatique est généralement adoptée. Or, cette hypothèse n'est pas très adéquate pour des alliages dont la conductivité thermique est relativement élevée. C'est le cas pour les alliages d'aluminium qui sont connus pour leur conductivité thermique relativement élevée. La série 6000 et 7000 des alliages d'aluminium ont une conductivité 25 fois plus élevée que celle de titane et 12 à 15 fois plus grande que celle d'Inconel. Cette propriété des alliages d'aluminium fait en sorte que les aspects dynamiques, thermomécaniques et écologiques de l'UGV sont bien particuliers. En effet, les phénomènes physiques observés au cours de l'opération de coupe des alliages d'aluminium sont différents de ceux observés pour d'autres alliages.

La compréhension de ces phénomènes physiques est importante pour choisir des conditions de coupe optimale pour ces alliages. Généralement, l'optimisation des conditions de coupe se fait par rapport à une fonction objective préalablement définie. Les deux fonctions objectives les plus populaires considérées lors du choix des conditions de coupe sont : la stabilité dynamique et

les forces. Nous allons démontrer qu'il est possible de remplir ces deux fonctions objectives en considérant un aspect supplémentaire généralement oublié lors de l'optimisation des conditions de coupe. Il s'agit de l'aspect écologique.

Pour démontrer la validité de notre approche il est important de comprendre la démarche typique, suivie actuellement, dans l'industrie pour la sélection des conditions de coupe. Il est important de mentionner que cette démarche est valide pour l'usinage de la majorité des alliages métalliques sur des machines-outils. Ceci fera l'objet de la section suivante où la démarche de choix des conditions de coupe pour l'UGV sera présentée. Des résumés abrégés des articles publiés seront présentés dans les sections subséquentes. Suivront la conclusion générale de notre thèse ainsi que les recommandations en vue des améliorations ou des travaux futurs.

Tableau 3.1 Les propriétés thermiques de certains matériaux

Matériau	Ti-6Al-4V	4340	1045	7075-T6	6061-T6	Inconel
Traitement	Rrecuit	Recuit	Recuit	Vieilli	Vieilli	Recuit
Masse volumique (kg/m^3)	4430	7850	7850	2810	2700	8470
Capacité spécifique ($J/g - K$)	0.526	0.475	0.519	0.962	0.896	0.427
Conductivité thermique ($\mu m/m - ^\circ C$)	6.7	44.5	49.8	130	154	9.8
Dilatation thermique ($\mu m/m - ^\circ C$)	8.6	12.3	11.5	23.6	23.6	13.3
Diffusivité	2.87	11.9	12.22	48.19	63.66	2.71

3.2 Choix de conditions de coupe

L'UGV est utilisé principalement pour usiner des pièces à grandes valeurs ajoutées telles que des pièces d'aéronautique, d'automobile, de navire ou des moules, dont les coûts sont relativement élevés. L'UGV vise à réduire le coût de ces pièces par la réduction de temps de cycle et l'amélioration de leur qualité en faisant un choix approprié des conditions de coupe. De plus, les conditions de coupe sont sélectionnées de façon à ne pas endommager les organes mécaniques de la machine. Pour l'UGV à sec, le choix de paramètres de coupe est plus délicat.

En effet, les phénomènes qui entrent en jeu au cours de l'usinage ne sont pas encore bien compris et spécifiquement pour l'UGV à sec où ces phénomènes deviennent plus complexes. Ceci ne facilite pas le choix des conditions de coupe en se fondant sur l'explication des phénomènes physiques ayant lieu au cours de l'usinage. Confronté à cette difficulté, l'ingénieur ou le technicien de bureau de méthodes chargé du choix de conditions de coupe a recours aux bases de données existantes. Malheureusement, les bases de données existantes pour les paramètres de coupe s'appliquent généralement aux faibles ou moyennes vitesses ou comme source des conditions de coupe initiales à partir desquelles une optimisation doit être conduite. Par ailleurs, l'utilité de ces bases de données est réduite. Même si des banques de données qui couvrent le domaine d'UGV peuvent exister, l'introduction de nouveaux alliages dans l'industrie peut rendre le choix difficile. Par exemple, il a fallu quelques années pour que l'usinage des alliages de titane soit maîtrisé et que les plages des conditions de coupe soient identifiées.

Finalement, l'introduction des nouveaux matériaux et géométries d'outil de coupe rend l'utilisation de paramètres optimaux plus difficiles et nécessite un apprentissage supplémentaire. Toutes ces difficultés font en sorte que le choix des conditions de coupe se fonde sur l'expérience des techniciens et des ingénieurs. C'est dans cette vision qu'émerge la rationalisation de choix des conditions de coupe.

Dans une démarche rationnelle, l'enchaînement à suivre pour valider les paramètres de coupe commence en premier lieu par le choix des paramètres qui ne dépassent pas les spécifications maximales de l'outil et de la machine-outil. Les spécifications de la machine-outil sont les maxima de la puissance, du couple, de la vitesse de rotation et de l'avance. La détermination de la puissance machine et du couple nécessaire pour une opération de coupe se fait à travers la détermination des forces de coupe ou par le biais des pressions spécifiques de coupe. Pour les spécifications maximales de l'outil de coupe, il s'agit principalement de la vitesse maximale de rotation et la vitesse d'avance maximale qu'il ne faut pas dépasser. Si les paramètres choisis respectent les spécifications de la machine, il est important de vérifier, ensuite, si les paramètres choisis sont dynamiquement stables. La vérification de la stabilité de l'opération d'usinage se fait au moyen de lobes de stabilité. Après quoi suit une vérification expérimentale. La prédic-

tion de lobes de stabilité peut se faire en utilisant la théorie de lobes de stabilité développée par Budak et Altintas en 1995 [77]. Pour appliquer cette théorie, il est nécessaire de faire des tests d'impact pour retrouver les paramètres dynamiques de système machine-outil (fréquence naturelle, amortissement, résidus). Après cette étape, il est nécessaire d'examiner que les tolérances dimensionnelles, les tolérances géométriques et la rugosité de surface voulues peuvent être atteintes en utilisant ces paramètres de coupe. En quatrième lieu, si les conditions de coupe choisies satisfont toutes les restrictions précédentes, il faut vérifier que la durée utile de l'outil de coupe soit acceptable. L'estimation de la durée de vie peut être fondée principalement sur les températures de coupe puisque l'usure de l'outil de coupe est en relation directe avec la température de coupe. C'est pourquoi une estimation de la température de coupe, au moyen des modèles thermiques ou thermomécaniques, est nécessaire. La prédiction de la durée utile de l'outil de coupe permet d'avoir la meilleure marge de productivité et d'assurer un maintien de la qualité des pièces.

Durant les dernières décennies, la plupart des travaux en usinage ont été focalisés sur l'outil, la pièce ou la machine, négligeant ainsi deux facteurs important : la santé et l'environnemental.

Malheureusement, il n'est pas courant de faire une optimisation de conditions de coupe en considérant la santé de l'opérateur comme fonction objective. Les opérateurs de machine-outil sont exposés à plusieurs sources d'émissions dangereuses comme les poussières métalliques, les aérosols liquides et le bruit. Ces sources d'émissions mettent en danger la santé de l'opérateur et l'environnement. Les dangers de ces émissions sont directement proportionnels à leur quantité. Par conséquent, il est nécessaire de les réduire ou de les éliminer dans la mesure du possible afin de minimiser les dangers. La deuxième alternative ne peut être adoptée qu'à court terme. Les stratégies à longs terme consistent à trouver des procédés alternatifs qui sont complètement propres et écologiques.

Actuellement, plusieurs compagnies ont recours à l'usinage à sec puisqu'il est considéré comme une alternative moins polluante et moins nocive à la santé humaine. En effet, l'usinage à sec évite toute utilisation de lubrifiant et par voie de conséquence, réduit les rejets dans l'environ-

nement. De plus, il supprime toute exposition des opérateurs à des aérosols liquides ou allergisants. Mais, malgré tous ces avantages, ce procédé peut présenter des dangers sur la santé des opérateurs à cause des émissions de particules métalliques qui sont nocives à la santé.

L'ingénieur de production est responsable de s'assurer que les conditions choisies ne produisent pas des quantités de poussières métalliques au dessus de la limite fixée par les législations en vigueur. Les législations nord-américaines existantes à ce sujet ont couvert le domaine micro-nique de 10 μm et plus. Actuellement les législations couvrent les niveaux de particules ayant un diamètre de 2.5 μm et moins. Ceci est dû au fait qu'il est reconnu que plus les particules sont fines, plus elles sont dangereuses pour la santé. Ceci s'expliquerait à cause de l'inefficacité des métabolismes répulsifs du corps humains face aux particules de faibles tailles. Vu leurs petites tailles, ces particules métalliques peuvent s'infiltrer dans les organes du corps humain et causer des maladies graves. À l'évidence, moins l'opérateur sera exposé à des particules métalliques, moins il risquera de contracter une maladie grave liée à ces particules nocives. Il s'avère donc nécessaire de commencer par réduire les quantités de ces particules à la source.

Après plusieurs études expérimentales, le groupe de recherche en usinage du laboratoire d'ingénierie des produits, procédés et système à l'ÉTS (LIPPS : Laboratoire d'Ingénierie Produits Procédés et Systèmes) a pu démontrer que les quantités des particules métalliques générées au cours de l'usinage de métaux (ductile ou fragile) sont fortement liées aux conditions de coupe. Le même groupe de recherche a démontré la possibilité de réduire l'exposition des opérateurs aux émissions dangereuses en agissant sur les conditions de coupe. Alors, s'il est possible de trouver un moyen pour prédire la quantité de particules émises au cours d'une opération d'usinage en fonction des paramètres de coupe choisis, il serait possible de sélectionner de conditions de coupe qui génèrent un minimum des quantités afin de ne pas dépasser les limites imposées par les lois. Cette alternative favorise plus la réduction à la source des émissions des particules que l'utilisation des équipements de protection individuelle et fera l'objet des développements proposés dans le cadre de cette thèse.

Les paragraphes précédentes ont décrit la démarche rationnelle à suivre pour la validation de conditions de coupe. De plus, ils ont mis en évidence que le facteur écologique est négligé au cours de la validation des conditions de coupe. Durant la présente thèse, il est ressorti qu'il est possible d'intégrer le facteur environnemental dans le processus de validation de conditions coupe sans nuire à la productivité. L'intégration de ce facteur ne nécessite pas un effort supplémentaire de la part des ingénieurs responsables de choix de conditions de coupe. C'est-à-dire que l'ingénieur peut utiliser directement les informations qu'il ressort au cours de la validation de conditions de coupe (force, température etc.) pour prédire les pourcentages de quantité de poussières métalliques.

Ces constatations nous amènent à une nouvelle approche complètement différente pour valider les conditions de coupe en UGV à sec. Il s'agit de choisir comme objectif la protection de la santé de l'opérateur au lieu de la machine, de l'outil ou de la pièce. La démarche proposée consiste à choisir des conditions de coupe qui minimisent la génération des particules métalliques au cours de l'usinage. Si ce résultat est mis comme objectif, il est *sine qua non* de respecter les autres objectifs de stabilité dynamique, de force de coupe et de températures. Par la suite, tous les autres intervenants (opérateur, outil pièces, machine) dans le processus de coupe sont exposés à des conditions non dangereuses.

Pour mettre en place cette approche un modèle de prédiction de particules métalliques a été développé et publié dans *Journal of Material Engineering Performance Technology* par Zaghbani et al. [1]. Ce modèle se base sur l'unité D_u (Dust unit) ou la fraction de la masse totale du copeau qui se transforme en poussière. Cette unité a été développé par Khettabi et Songmene [78]. Les entrées du modèle sont principalement les conditions de coupe, la géométrie de l'outil et les propriétés physiques de matériaux. Tous ces paramètres vont influencer le nombre D_u . Si on est capable de retrouver ce pourcentage (D_u), il est possible d'ajuster les conditions de coupe de façon à le minimiser. À la fin de cette étape, il s'est avéré que pour pouvoir utiliser ce modèle de prédiction afin de protéger la santé des opérateurs, il est important d'avoir en main des modèles qui prédisent les forces de coupe et la température en fonction des conditions de coupe, du matériau et de la géométrie de l'outil.

On s'est rendu compte que ces modèles ne sont pas très répandus. De plus il n'y a pas des modèles qui prennent en considération les spécificités des alliages d'aluminium. C'est pourquoi un modèle thermomécanique de coupe a été développé par Zaghbani et Songmene et publié dans Journal of Material Processing Technology [2]. Ce modèle se repose sur l'utilisation d'une équation constitutive de type Needleman-Lemonds pour caractériser le comportement de l'alliage à usiner. L'une des principales hypothèses de ce modèle de coupe est la stabilité dynamique des conditions de coupe. C'est à cette fin qu'une nouvelle méthode de prédiction de la stabilité de conditions de coupe a été développée dans le cadre de cette thèse et a fait le sujet d'un article accepté pour publication au Journal of Machine Tools and Manufacture [3].

Il est facile de remarquer qu'en mettant la protection de la santé de l'opérateur comme objectif, cela permet d'aller plus loin pour vérifier le niveau de forces de coupe et de température ainsi que la stabilité dynamique. Ainsi ces objectifs "standards" peuvent être atteints sans nuire ni à la productivité ni à la santé de l'opérateur. En outre cela rejoint la tendance actuelle de développement durable dans le domaine manufacturier. Pour mieux faire comprendre la démarche ainsi que les résultats théoriques et expérimentaux que l'on retrouve dans notre thèse, nous présenterons des résumés des travaux qui ont fait l'objet de trois articles publiés dans le cadre de cette thèse. Les textes complets de ces articles se trouvent dans les annexes. Les articles sont présentés selon leur date de publication respective.

3.3 Aspects écologiques dans l'UGV à sec [1]

L'utilisation des fluides de coupe représente approximativement entre 7 à 17 % des coûts de fabrication des pièces usinées [?]. Donc, du point de vue économique l'utilisation des fluides de coupe est d'une part dispendieuse et d'autre part ennuyeuse en traitement et en recyclage. De plus, les fluides de coupe sont polluants du point de vue environnemental. Un des problèmes majeurs des fluides de coupe, est la génération d'aérosols pendant l'usinage.

Les mécanismes primaires responsables de ce désastre sont l'éclaboussure (splash) due à l'impact du fluide et probablement aussi à l'évaporation du fluide à cause de la température élevée dans la zone de coupe. Sutherland et al. [79] trouvent que la quantité d'aérosol dégagée lors de

l'usinage lubrifié de la fonte, selon différentes conditions de coupe, est relativement trop élevée. Cette quantité peut atteindre de 12 à 80 fois celle produite en usinage à sec. Notons que cet aérosol liquide est composé du fluide de coupe et des particules solides.

Le plus grand inconvénient est que la taille des particules de poussière produites est plus petite en présence de lubrifiant, ce qui aggrave le danger. Il serait intéressant de supprimer complètement les fluides de coupe et d'usiner à sec tout en préservant l'outil de coupe contre l'usure accélérée.

L'usinage à sec devra permettre de réduire les coûts encourus pour l'achat et le traitement des fluides. Mais l'inconvénient principal de l'usinage à sec réside dans l'usure accélérée, ce qui demande le changement fréquent de l'outil de coupe. Cela nécessite un temps d'arrêt considérable, entraînant, de ce fait, une diminution du rendement. C'est pour cette raison que l'usinage à sec exige des outils de coupe revêtus en TiN, TiC ou Al_2O_3 à cause des températures très élevées au niveau de l'arête de coupe.

Des études comparatives entre l'usinage avec et sans fluide de coupe montrent qu'il est possible d'obtenir une durée de vie d'outil de coupe semblable, à condition que la profondeur de coupe soit petite et que les vitesses de coupe soient assez élevées. En conséquence, pour plusieurs raisons, l'usinage à sec s'impose. La première raison est principalement économique, vu le prix et la quantité énorme des fluides de coupe utilisée, ainsi que pour le recyclage des copeaux produits nécessitant une procédure coûteuse et ennuyeuse de décontamination.

La deuxième raison, tout aussi importante, est purement sanitaire et écologique. S'il est possible de surmonter l'inconvénient relié à l'usure prématurée des outils de coupe, Sutherland et al.[79] ont montré que l'usinage à sec réduit la production d'aérosols mais ne les supprime pas. Ces observations s'appuient sur l'analyse de mesures de poussière en tournage de fonte, un matériau connu pour sa fragilité.

Le tournage à sec des alliages ductiles comme l'aluminium peut générer aussi une poussière métallique nocive à la santé des opérateurs, d'après Khettabi et al. [78]. Les essais de Khettabi et al. [78] ont porté sur des vitesses de coupe de 100 m/min à 300 m/min.

En UGV, intuitivement, on peut s'attendre à ce que les particules générées soient plus fines, et donc plus dangereuses tel qu'expliqué antérieurement. À la connaissance des auteurs, il n'y a pas d'études détaillées sur la prédiction et la modélisation de particules fines et ultrafines au cours de l'UGV à sec ou lubrifié. Pour construire un modèle de prédiction de poussière métallique au cours de l'UGV, nous sommes partis des résultats retrouvés par Khettabi et Songmene [78]. La contribution majeure de ces auteurs est l'introduction de l'unité D_u (Dust unit) pour estimer le pourcentage de masse du copeau qui se transforme en poussière au cours de l'opération de coupe et l'établissement d'un modèle empirique reliant la vitesse de coupe et l'unité D_u . Cette unité est utile pour estimer la quantité de poussière générée au cours de l'usinage.

La démarche adoptée consiste à mesurer expérimentalement D_u puis développer un modèle de prédiction de ce pourcentage en fonction des conditions de coupe.

Les mesures et la modélisation ont porté sur l'usinage à sec et l'usinage lubrifié. L'étude expérimentale de fraisage orthogonal a été réalisée sur l'alliage d'aluminium 6061-T6. Les mesures expérimentales sont réalisées au moyen d'un nouveau système de mesure qui est utilisé pour la première fois pour caractériser les émissions de poussière métallique au cours de l'usinage. Par ce que ce système de mesure n'est pas bien connu dans le domaine de l'usinage, on a vu l'intérêt de commencer par une présentation du système de mesure qui a été utilisé au cours des tests expérimentaux avant de présenter les résultats les plus importants.

3.3.1 Instrument de mesure de particules métalliques

Divers instruments de mesure de particules existent et utilisent différentes techniques (électrostatique, optique, thermique, cyclone, filtration. etc.). Le photomètre laser (TSI 8520 Dustrack), a été longtemps utilisé comme instrument à lecture directe pour mesurer la concentration massique moyenne de poussières. Cet appareil est équipé d'impacteurs qui permettent de sélection-

ner la taille maximale des particules à étudier. Avec plus de précision, deux autres instruments donnent la distribution en taille de particules : APS (Aerosol Particle Sizer) et SMPS (Scanning Mobility Particle Sizer). Pour des particules de taille inférieure à $2.5 \mu m$, (PM2.5) le Dustrack est très efficace mais ne donne que la concentration moyenne.

Le spectromètre APS mesure la distribution en taille de particule de $0.5 \mu m$ à $20 \mu m$. Le principe de fonctionnement de spectromètre APS est schématisé à la figure 3.1. Le spectromètre accélère les aérosols échantillonnés à travers un orifice accélérateur. La taille aérodynamique détermine le taux d'accélération de la particule. L'accélération est plus élevée pour les particules les plus petites à cause de la diminution de l'inertie. Après ce parcours, la particule traverse une zone de détection d'un champ laser.

La détection se fait par la diffusion de la lumière à 90° , la lumière est collectée puis focalisée dans un photodétecteur d'avalanche (APD : avalanche photodetector). L'ADP convertit les pulsations lumineuses en pulsations électriques.

Une étude comparative entre l'APS et deux autres spectromètres montre que les résultats de l'APS sont similaires à ceux d'autres spectromètres pour les particules mono disperses [80]. Toutefois, pour les particules inférieures à $0.7 \mu m$, le système APS est moins efficace que le PAS (Portable Aerosol Spectrometer) [80].

Comme ce type d'instrument est limité à $0.5 \mu m$ de taille, il a été couplé au SMPS (Scanning Mobility Particle Sizer) pour étudier la distribution en taille jusqu'à la taille nano. Le SMPS est capable de mesurer la distribution de taille de 2.5 nm à 1000 nm en utilisant la technique de détection de la mobilité électrique des particules. Ce système utilise un chargeur bipolaire dans le classificateur électrostatique pour charger les particules à une distribution de charge connue. Les particules sont classées selon leur capacité de traverser un champ électrique et comptées avec un compteur à condensation de particules schématisé à la figure 3.2 (CPC : Condensation Particle Counter).

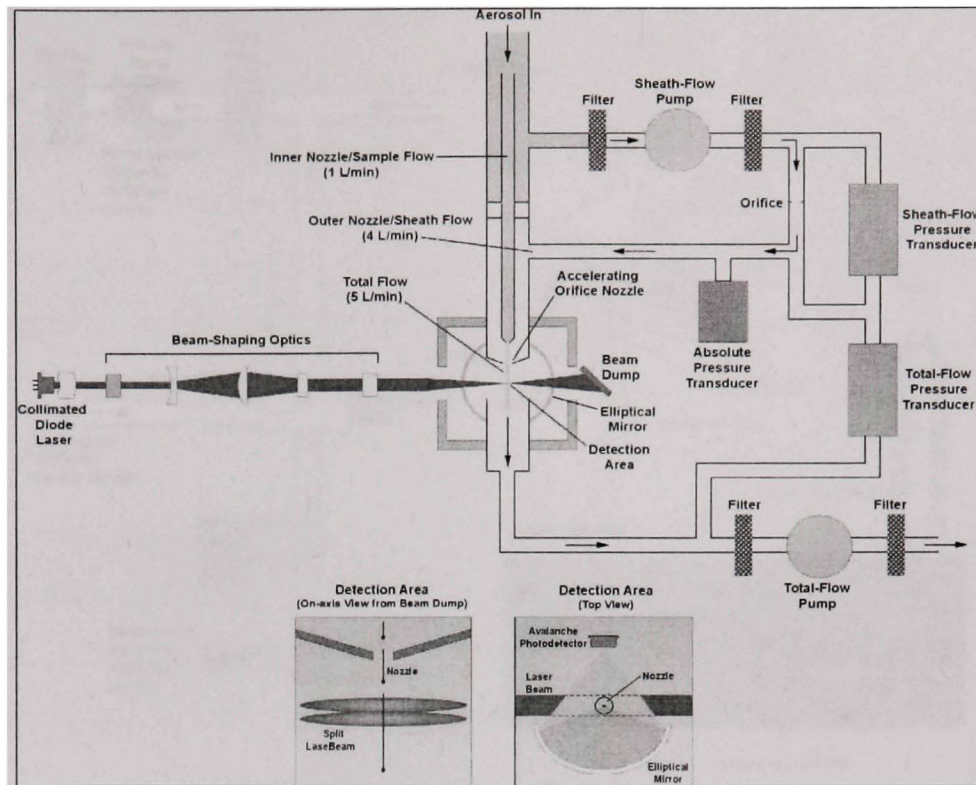


Figure 3.1 Schéma descriptif de l'APS (<http://www.tsi.com>).

Au cours des essais, ces instruments seront reliés d'une part à la source de production de poussière (enceinte de la machine-outil) et d'autre part à un ordinateur muni d'un système d'acquisition et d'analyse approprié.

3.3.2 Principaux résultats sur les émissions de particules en UGV

Pour prédire le pourcentage de masse du copeau qui se transforme en poussière, l'étude était fondée sur des observations expérimentales. À partir de ces observations, il est possible de relier ce pourcentage D_u à des grandeurs physiquement mesurables. Nous avons considéré que les particules doivent être soumises à une énergie d'extraction pour se détacher du copeau. D'autre part, il a été démontré que les paramètres d'usinage (avance, largeur de coupe, vitesse de coupe) et des paramètres induisant (force, cisaillement, déformation du copeau etc.) ont aussi des effets sur les émissions de particules. Par conséquent, nous avons proposé la relation suivante pour exprimer D_u :

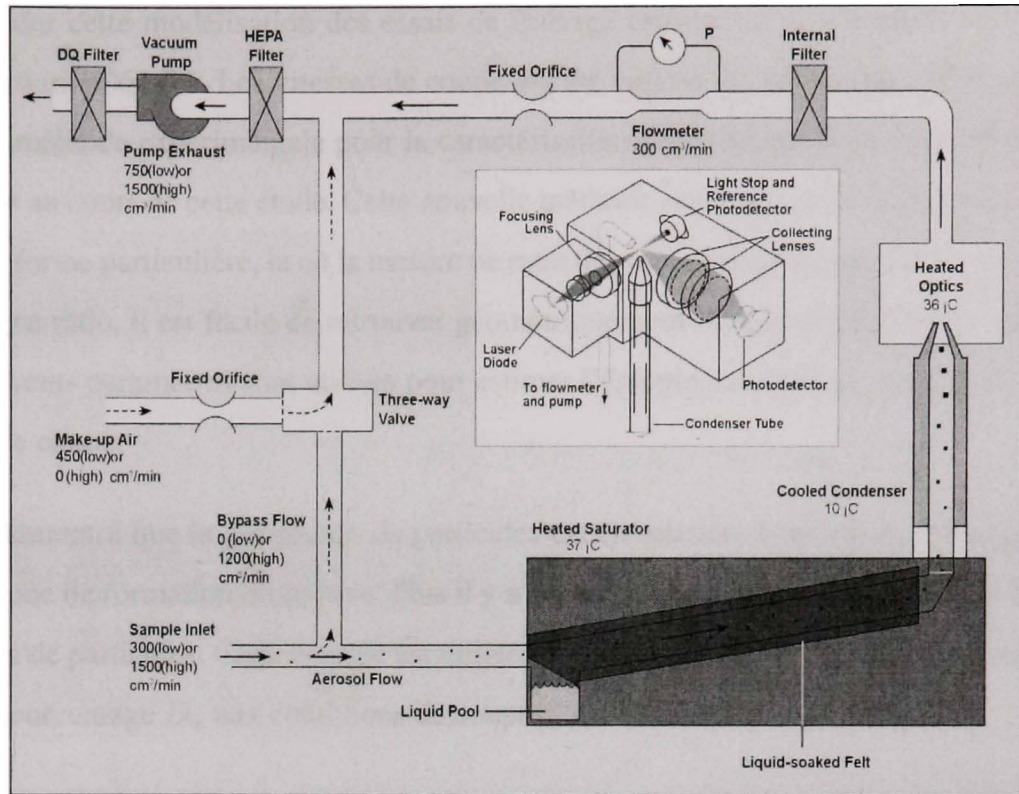


Figure 3.2 Schéma descriptif de CPC (<http://www.tsi.com>).

$$D_u = \frac{A}{V_c^m \exp \frac{E_a}{E_s}} \quad (3.1)$$

Où V_c désigne la vitesse de coupe, E_a est l'énergie moyenne d'activation du matériau et E_s est l'énergie de déformation dans la zone de formation du copeau. Cette énergie dépend des conditions de coupe. Pour une opération de fraisage orthogonale, l'énergie E_s est calculée comme suit :

$$E_s = V_{sh} \tau_{AB} \sin \phi \quad (3.2)$$

Où V_{sh} est la vitesse de cisaillement, τ_{AB} est la contrainte de cisaillement dans le plan principal et ϕ est l'angle de cisaillement.

Pour valider cette modélisation des essais de fraisage orthogonal sont réalisés sur des pièces en aluminium 6061-T6. Les vitesses de coupe ont été variées de 300 m/min à 900 m/min. Une nouvelle méthode expérimentale pour la caractérisation géométrique de la zone de coupe a été introduite au cours de cette étude. Cette nouvelle méthode se repose sur la génération du copeau avec une forme particulière, là où la mesure de ratio de compression de matière est accessible. À partir de ce ratio, il est facile de retrouver géométriquement l'angle de cisaillement du copeau. Ces différents paramètres sont utilisés pour estimer l'énergie par unité de surface générée dans la zone de coupe.

Il a été démontré que la génération de particules est en relation directe avec l'énergie générée dans la zone de formation du copeau. Plus il y a d'énergie dans la zone de formation du copeau, plus il y a de particules. Cette énergie est utilisée pour développer un modèle mathématique qui relie le pourcentage D_u aux conditions de coupe.

Le modèle développé a été vérifié pour les conditions d'usinage à sec et l'usinage lubrifié. De bonnes corrélations ont été observées entre le modèle et les résultats expérimentaux. Les mesures ont couvert les particules fines et ultrafines. Il a été démontré que le lubrifiant avait un effet direct sur la forme de particules micrométriques (surface spécifique, mobilité électrique). D'après les mesures réalisées, le fraisage lubrifié produit plus de particules submicroniques que le fraisage à sec. Par contre, pour les émissions microniques de 1 à 10 microns, c'est le fraisage à sec qui produit relativement plus de particules. L'étude a permis d'affirmer que la principale source de particules métalliques était la zone de déformation du copeau. Le modèle proposé utilise, comme entrées, la déformation, la vitesse de déformation et la contrainte de cisaillement.

Les différentes grandeurs nécessaires pour l'estimation de pourcentage D_u sont issues de l'expérimentation. Pour pouvoir prédire le pourcentage de particules, il est nécessaire d'avoir en main des modèles capables de prédire ces grandeurs (déformation, vitesse de déformation, température, contrainte de cisaillement, etc.). Suite à une revue exhaustive de littérature dans le domaine d'usinage, il a été constaté un manque de modèle prédictif surtout pour les alliages

d'aluminium. On constate la nécessité de développer un modèle de coupe prédictif pour les alliages d'aluminium en UGV. La section suivante résume les principales étapes suivies ainsi que les justifications de développement de ce modèle de coupe pour les alliages d'aluminium.

3.4 Aspects thermomécaniques en UGV à sec [2]

Au moment du choix de conditions de coupe en UGV, il est nécessaire de vérifier si ces conditions respectent les limitations de la machine. La principale limitation à respecter est la puissance-machine. Cette puissance est estimable à partir des efforts de coupe. La minimisation de forces de coupe permet de réduire la puissance machine et l'exploiter à ses pleines performances. De plus, il est important de réduire les efforts de coupe au cours de l'usinage pour réduire les déflexions de la pièce et de l'outil, d'une part, et améliorer la durée de vie de la broche et de l'outil de coupe, d'autre part.

Les forces de coupe peuvent être mesurées directement, ce qui n'est pas très pratique industriellement. Il est préférable donc de prédire les efforts de coupe avant de prendre des décisions finales sur leur validité. En UGV, le couplage des efforts de coupe avec les effets thermiques rendent parfois les prédictions imprécises. Pour résoudre ce problème, des modèles empiriques étaient mis en place par plusieurs auteurs. Les modèles empiriques nécessitent de longues expérimentations et consomment beaucoup de temps et d'argent.

D'autres approches se sont fondées sur les simulations par éléments finis. Mais ces méthodes restent confrontées aux temps de résolutions et la nécessité d'un personnel très qualifié pour les utiliser.

Nous avons choisi d'utiliser les lois constitutives pour prédire les forces et la température au cours de l'usinage à grande vitesse à sec des alliages d'aluminium. L'introduction d'une équation constitutive permet de tenir compte de spécificités des alliages d'aluminium. Tel que déjà mentionné, ces alliages ont une conductivité thermique relativement élevée. Ce qui signifie que la pièce peut chauffer facilement et le phénomène d'adoucissement thermique va influencer significativement les efforts de coupe.

Pour mettre en évidence cette observation, des mesures de température d'une pièce en aluminium sont effectuées à une distance de 4 mm de la zone de coupe. La figure 3.3 montre une mesure expérimentale de la température de la pièce au cours de l'usinage. Le pic observé correspond au passage de l'outil devant le thermocouple. Pour effectuer cette mesure, un thermocouple à faible temps de réponse a été utilisé. Le temps de réponse est de 4 millisecondes (4 ms) seulement. Cette mesure montre que la chaleur dégagée dans la zone de coupe se diffuse rapidement dans la pièce à une vitesse de coupe de 900 m/min. Ceci confirme la limitation de l'hypothèse de déformation adiabatique pour les alliages d'aluminium. Par la suite, les approches existantes ne sont pas très adéquates pour être appliquées aux alliages d'aluminium. Pour prédire correctement les efforts de coupe en usinage, il est donc nécessaire d'étudier le

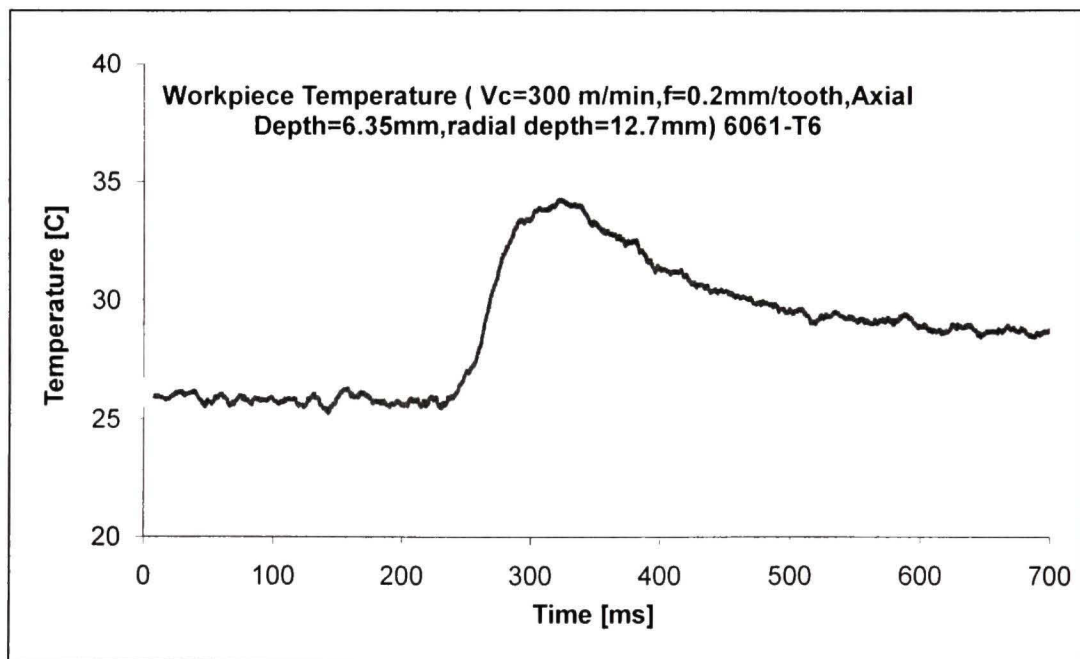


Figure 3.3 Variation de la température de la pièce en fraisage.

couplage mécanique et thermique. Il est important de considérer les effets thermiques en usinage à cause de ce couplage entre les forces de coupe et la température de coupe : Les forces de coupe causent une déformation plastique élevée qui va créer un échauffement. Cet échauffement affectera à son tour les efforts de coupe pour les instants suivants et ainsi de suite. Pour tenir compte des effets thermiques sur les efforts de coupe, il est possible de faire des mesures

expérimentales. Cependant, les méthodes de mesure directes de la distribution de la température de coupe sont confrontées à plusieurs difficultés.

La première difficulté est la largeur de la bande de mesure de température qui est de 25-1000 °C. De plus, l'épaisseur du copeau est 0.1 à 2 mm, ce qui rend difficile le placement des capteurs. En cas de possibilité de placement de capteurs il y a des risques d'interférences. Pour surmonter cette difficulté les méthodes de mesure à distance ont été exploitées (Camera infrarouge ou le pyromètre optique). Cependant, ces méthodes donnent des valeurs moyennes.

Toutes les difficultés, citées ci-dessus, ont mené au développement des modèles dits thermiques de coupe. Dans ces modèles, différentes méthodes sont utilisées pour déterminer la distribution de température. Il existe pratiquement six méthodes : la méthode d'une source de chaleur en mouvement ; la méthode source images ; la méthode semi-analytique ; La méthode de différences finies ; la méthode des éléments finis et la méthode de similarité. Astakhov [6] a fait une présentation détaillée de différentes méthodes expérimentales pour la mesure de température au cours de la coupe des métaux. Une autre revue de ces méthodes est détaillée dans la révision de Tay et al. [81].

Tous les modèles existants utilisent l'une de ces méthodes. La différence fondamentale entre les modèles est au niveau des hypothèses considérées et des conditions aux limites imposées. Beaucoup de modèles thermiques ont été focalisés sur les procédés continus (tournage, rectification). Dans ces procédés : l'épaisseur du copeau, l'angle de cisaillement, l'énergie de cisaillement et l'énergie de frottement sont tous constants. Ce qui simplifie la modélisation. Pour des procédés discontinus (fraisage, rabotage), ces grandeurs sont variables, ce qui rend l'étude complexe.

Dans la présente thèse un nouveau modèle de couplage force-température pour les alliages de l'aluminium a été développé. Le modèle est prédictif et permet de tenir compte du couplage thermomécanique au cours de l'usinage. Le modèle a été développé en se fondant sur les propriétés du matériau à usiner. Les propriétés du matériau et leur dépendance des conditions de coupe peuvent être décrites par une équation constitutive. Une équation constitutive est une relation directe entre la contrainte du matériau et les conditions de sollicitation (déformation, vi-

tesse de déformation, température). L'équation constitutive n'est pas une relation directe entre les conditions de coupe et la contrainte perçue par le matériau. Par contre, c'est une équation qui permet de prédire le comportement du matériau pour des conditions de sollicitations données et par conséquent pour des conditions de coupe données.

La démarche suivie pour développer ce modèle consiste à formuler les hypothèses considérées dans le modèle. Ensuite, de faire le calcul nécessaire pour prédire les contraintes et la température pour une opération de coupe orthogonale. Enfin, transformer géométriquement les résultats de l'étape précédente pour le cas de coupe oblique. Pour une opération de coupe orthogonale, le modèle de Tounsi et al. [8] est utilisé. En premier lieu, les déformations et les vitesses de déformation dans la zone de cisaillement primaire sont calculées. L'équation de Needleman-Lemonds a été choisie pour le présent modèle parce que cette équation a été utilisée pour simuler le procédé d'UGV. L'équation constitutive a été exprimée en fonction de la déformation, la vitesse de déformation et la contrainte. La température de coupe a été remplacée par l'équation de Boothroyd and et Knight (1989) [9]. Cette reformulation permet d'avoir une équation linéaire à un seul inconnu dont l'unique solution existe.

À partir de cette démarche, il est possible de trouver la contrainte dans la zone de cisaillement primaire. La contrainte retrouvée sera utilisée de nouveau pour estimer la température de coupe. Cette routine est répétée plusieurs fois pour chaque section de la zone de coupe (l'algorithme détaillé est dans l'article II en annexe). Une fois que les conditions de sollicitations sont estimées, il est possible d'estimer les mêmes grandeurs dans la zone de cisaillement secondaire (forces, vitesse de déformation, température).

L'algorithme développé est rapide et ne nécessite que deux à trois minutes pour générer des résultats difficilement accessibles par expérimentation tels que les contraintes et les températures. En utilisant le modèle développé, il est possible d'identifier le profil de force et les niveaux de température dans les zones primaire et secondaire.

Le modèle a été validé expérimentalement puis comparé à d'autres modèles existants. Une bonne corrélation entre les simulations et les résultats expérimentaux a été observée. L'une des

caractéristiques du modèle est sa capacité de prédire l'effet de variation de vitesse de coupe sur les efforts de coupe. Ceci rend le modèle très utile pour les prédictions dans le cas de grandes vitesses de coupe. L'une des hypothèses importantes adoptées pour développer ce modèle prédictif est la stabilité de l'opération de coupe. Aussi, est-il nécessaire de s'assurer que les conditions de coupe choisies sont dynamiquement stables. Pour vérifier leur stabilité, une nouvelle méthode a été développée pour décider de la stabilité dynamique d'une opération de coupe. Un résumé de travail effectué pour étudier les aspects dynamiques en UGV à sec est présenté dans la section suivante.

3.5 Aspects dynamiques de l'UGV [3]

Il est difficile d'utiliser des conditions instables pour usiner des pièces. Si l'opération n'est pas stable, il peut en résulter un dommage de l'outil ou de la pièce ou de la machine. La stabilité de l'opération conditionne sa faisabilité pour la combinaison choisie de paramètres de coupe. L'instabilité résulte des vibrations au moment de coupe. Au cours de l'usinage des métaux, les causes principales des vibrations proviennent principalement de trois sources.

La première source de vibrations est les forces oscillatoires créées par les éléments de la machine (arbre non équilibré, engrenage usé, roulements). Les vibrations générées par ses éléments sont dites vibrations forcées. Les fréquences de vibrations forcées sont proportionnelles aux vitesses de l'opération de coupe.

La deuxième source de vibration en usinage est la régénération du copeau. La régénération du copeau est causée par la variation des efforts de coupe. La variation de force de coupe est provoquée par une variation de l'épaisseur du copeau. Cette variation peut causer un phénomène très nuisible à l'usinage connu sous le nom de broutage (ou chatter). Lors du broutage, l'outil et la pièce vibrent en résonance. La fréquence de vibration est voisine de l'une des fréquences propres de système machine-outil.

La troisième source de vibrations est le couplage des modes de vibrations. Mais selon la rigidité des machines-outils le broutage par régénération se manifeste généralement beaucoup plus tôt que le couplage de mode [54].

La stabilité d'une opération d'usinage est déterminée à partir de chartes graphiques connues sous le nom de lobes de stabilité. Ces lobes permettent de choisir la profondeur de coupe maximale sans nuire à la stabilité dynamique de l'opération de coupe. L'établissement des lobes de stabilité était initié par Tobias dans les années cinquante [82]. Dans cette étude, un système à un seul degré de liberté a été considéré. Ce système est modélisé comme un système asservi dont les pôles de l'équation caractéristique déterminent la profondeur critique qui peut causer l'instabilité. Après cette contribution originale, beaucoup de travaux sur le broutage ont été entamés [83, 84, 33]. Comme dans la théorie de Tobias, les premières études utilisaient la théorie de stabilité pour trouver les bords de lobes, mais en considérant des systèmes à deux degrés de libertés ou plus. Les solutions de l'équation caractéristique de système dynamique (machine-outil-copeau) permettent de trouver analytiquement les limites des lobes de stabilité [77].

Pour montrer clairement comment on obtient les lobes de stabilité, des mesures directes ont été mises au point sur les machines-outils de l'ÉTS. Tout d'abord, les structures de ces deux machines sont présentées dans la figure 3.4. L'observation de la structure générale de la machine-outil est importante pour le choix de points de mesure. Il est préférable d'établir les mesures dans la configuration où la machine est le plus flexible. Généralement, cette approche rend les valeurs de profondeurs de passe plus sécuritaires (i.e moins de risque de broutage). La première étape consiste à faire des analyses modales sur les deux machines CNC. Le système LMS scada III a été utilisé pour faire des tests d'impact sur les machines. La réalisation de ces tests demande beaucoup de précautions. Par exemple, il est nécessaire de choisir des accéléromètres les plus petits possibles pour ne pas modifier les propriétés dynamiques de système à caractériser. Il est important de faire plusieurs répétitions pour s'assurer de la répétabilité des résultats. Un autre détail à considérer est la présence du bruit provenant des autres machines pouvant nuire aux mesures sans oublier le choix des équipements (marteau, accéléromètre) et le choix de paramètres d'acquisition.

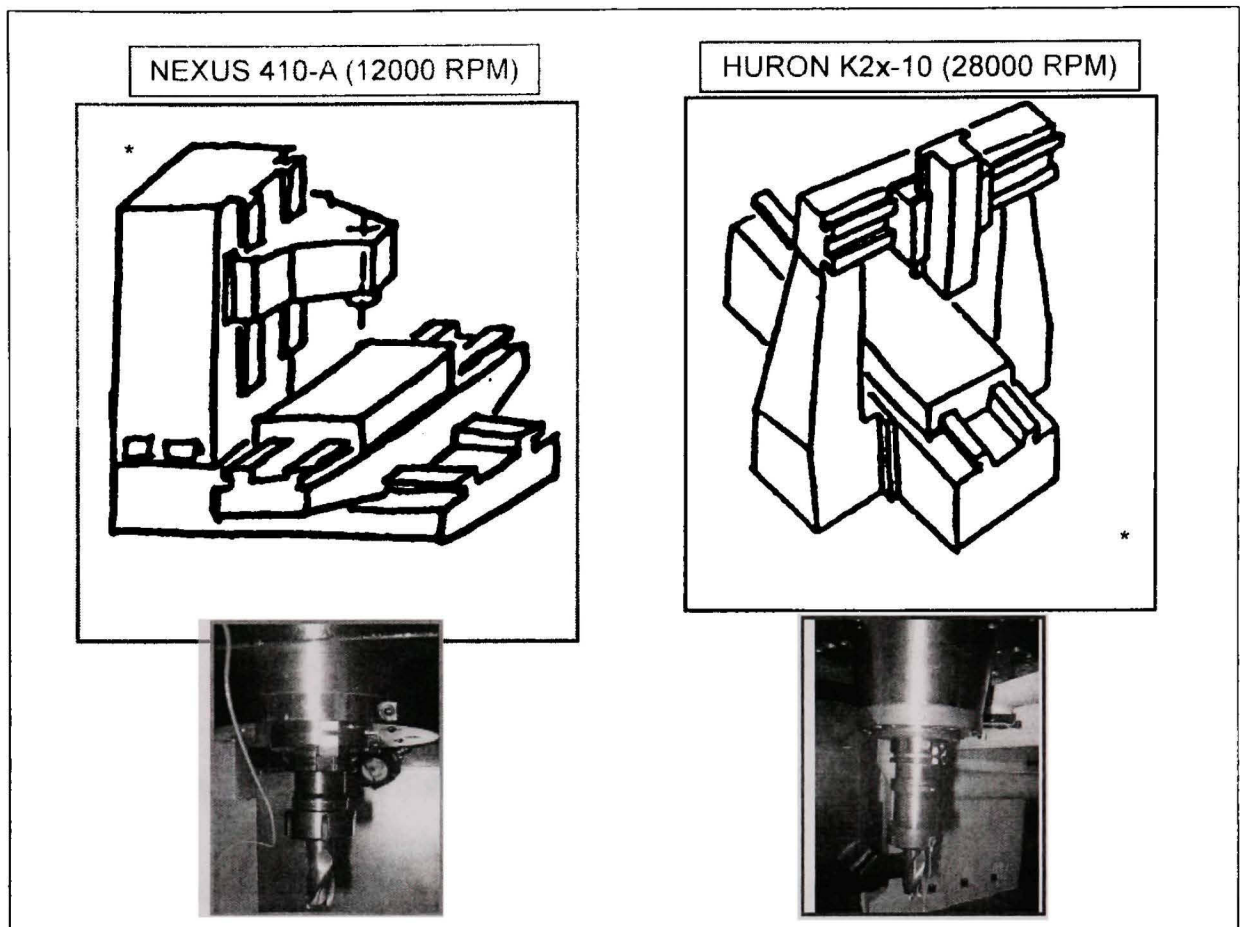


Figure 3.4 Structure générale de deux machines-outils (* Source [13]).

À la figure 3.5, on représente les fonctions de transfert dans les deux directions x et y pour les deux machines. À partir de ces résultats il est possible d'extraire les renseignements utiles suivants :

- Les fréquences naturelles selon la direction x ;
- Les fréquences naturelles selon la direction y ;
- Les taux d'amortissement pour chaque fréquence naturelle ;
- Les coefficients de résidus pour chaque mode.

Afin de générer les lobes de stabilité pour une opération donnée il faut connaître les paramètres suivants : le matériau de la pièce à usiner, la géométrie de l'outil de coupe, le type d'opération et l'avance par dent. Par exemple à la figure 3.6, des lobes de stabilité pour deux machines-outils disponibles dans les ateliers de l'ÉTS sont présentées. Pour générer ces lobes on a considéré

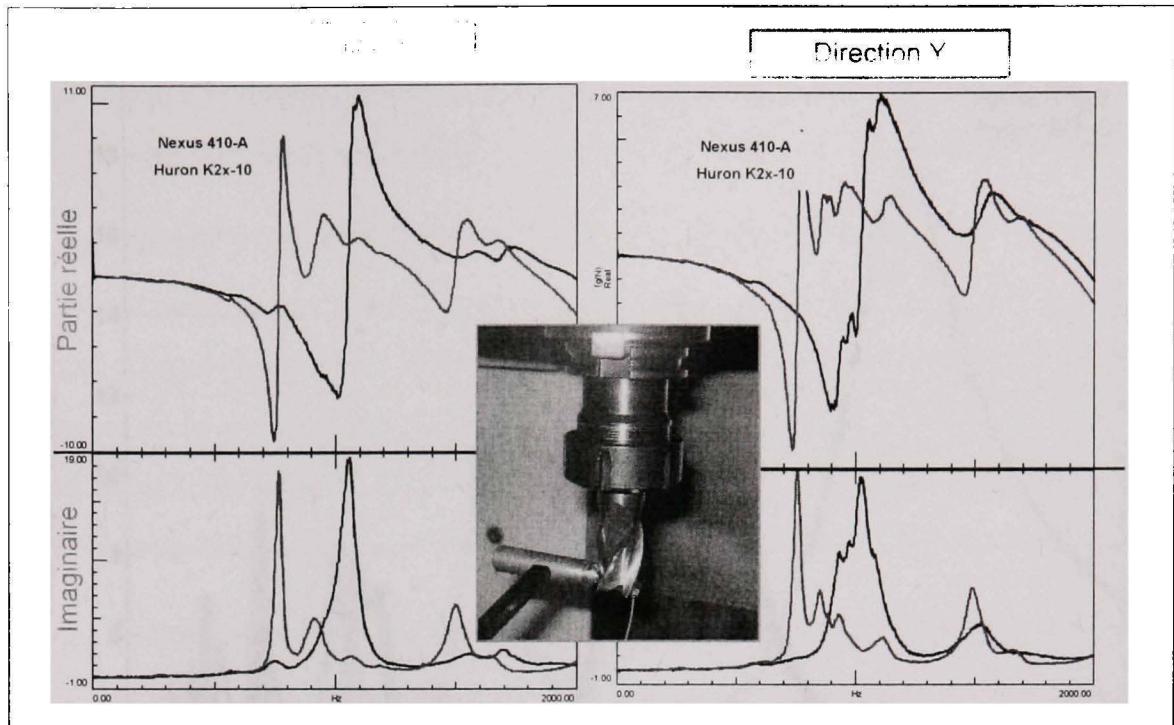


Figure 3.5 Fonctions de transfert (FRF) de deux machines-outils.

une opération de rainurage d'une pièce en Al7075-T6 pour une avance de 0.1 mm/dent avec un outil en carbure d'un pouce de diamètre à quatre flutes. Pour les deux machines, on a conservé le même outil de coupe. L'opération de rainurage présente les conditions les plus extrêmes et donne une idée de la rigidité de la machine. Il est important de remarquer l'influence de la structure générale de la machine sur les lobes de stabilité. Pour la Huron-K2x10, la profondeur de passe causant le broutage est approximativement la moitié de celle qui cause le broutage sur la Nexus-410A.

Les analyses modales existantes supposent que les paramètres modaux de la machine-outil ne changent pas au cours de l'usinage (fréquences naturelles, taux d'amortissement). Cette hypothèse importante permet de faire des tests d'impact à zéro rpm et de considérer que les résultats sont valides si la machine est en fonctionnement. Or, cette hypothèse n'est valide que pour des faibles vitesses de rotation. À partir des vitesses de rotation plus grandes que 4000 rpm, la vitesse de rotation de la broche commence à avoir une influence sur les paramètres modaux de la machine.

valeurs trouvées à zéro rpm. Les deux types de tests cités plus haut étaient faits sans aucune coupe de métal. Les résultats obtenus montrent que les paramètres modaux d'une machine-outil peuvent changer au cours de l'usinage.

Pour confirmer ces résultats, les méthodes d'analyse modale opérationnelle (AMO) sont utilisées. Ces méthodes sont capables d'extraire les paramètres modaux à partir d'un signal de sortie seulement. C'est à dire qu'on n'a pas besoin d'un signal connu pour déterminer les paramètres dynamiques de la machine comme dans le cas de tests d'impact standards. La source d'excitation de la machine-outil est la force de coupe. Dans ce cas, les signaux d'accélération seront mesurés et analysés en utilisant deux méthodes numériques d'AMO.

Les deux méthodes utilisées sont Least Square Complex Exponential et Autoregressive Moving Average (ARMA). Les deux méthodes ont donné des résultats similaires. Les paramètres modaux retrouvés par AMO étaient différents de ceux retrouvés à zéro rpm. Ce résultat confirme que les paramètres modaux en fonctionnement ne sont pas les mêmes quand la machine ne coupe pas ou qu'elle est en arrêt.

Les paramètres modaux en fonctionnement ont été utilisés pour générer les lobes de stabilité dynamiques qui sont différents des lobes de stabilité en arrêt à zéro rpm. D'autres tests de coupe sont réalisés pour valider les lobes de stabilité. Il a été remarqué que certaines profondeurs qui sont stables selon les lobes "statiques" ne le sont plus d'après les lobes "dynamiques". On a prouvé que les lobes de stabilités dynamiques permettent de détecter le phénomène de broutage caché. Ce phénomène se caractérise par une augmentation significative de la force de coupe, il n'est pas accompagné d'un son aigu et il ne présente pas des fréquences particulières sur le spectre de force ou d'accélération. Le broutage caché présente un danger pour la machine vu que l'opérateur ne se rend pas compte de sa présence. Au broutage caché, l'opérateur ne va pas entendre un bruit aigu comme dans le cas du broutage classique. Dans cette situation, la machine-outil va être surchargée et la durée de vie de la broche peut être réduite considérablement. L'utilisation d'AMO en usinage ouvre la voie pour faire des tests dynamiques plus réalistes et extraire des données qui ne sont pas accessibles sans ces méthodes.

L'AMO présente un grand potentiel en usinage pour les contrôles en lignes des machines-outils. Les résultats trouvés dans cette étude sont intéressants et prometteurs. Les algorithmes utilisés peuvent être étendus pour celles des décisions automatiques pour la sélection de fréquences propres et de coefficients d'amortissement.

CONCLUSION

L'usinage à sec et à grandes vitesses des alliages d'aluminium pose des défis importants par ses divers aspects. Les aspects les plus importants de ce procédé comme le couplage thermomécanique, la stabilité dynamique et les émissions de poussières ont été traitées dans cette thèse.

Il n'est pas courant de nos jours de voir une optimisation des conditions de coupe en considérant l'aspect écologique comme objectif. Cependant, il a été démontré qu'il est possible d'intégrer cet aspect dans le choix des conditions de coupe en UGV à sec au moyen d'une approche énergétique. Dans cette approche, la génération de particules métalliques fines est régie par une énergie seuil qui permettra de prédire un nombre adimensionnelle D_u . Ce nombre D_u caractérise le pourcentage de particules générées par rapport à la masse du copeau. L'approche énergétique se fonde sur une estimation des forces de coupe et de la température. Pour estimer ces grandeurs physiques, une nouvelle approche thermomécanique fondée sur les équations constitutives a été développée et validée. Le modèle thermomécanique est complètement prédictif et il est sensible aux variations de toutes les conditions de coupe. Le modèle se fonde sur l'utilisation des conditions de coupe, de la géométrie de l'outil et des propriétés mécaniques et thermiques du matériau. L'avantage de cette méthode est qu'elle est complètement prédictive, rapide et qu'elle peut être adaptée à différents matériaux.

Cependant, pour que la méthode soit applicable, il est nécessaire de vérifier la stabilité dynamique de l'opération de coupe. Pour ce faire, l'aspect dynamique a été abordé d'une manière différente dans cette étude. Classiquement, les paramètres dynamiques des machines-outils sont extraits quand la machine est au repos. Dans la présente thèse, des nouvelles méthodes d'analyse opérationnelle étaient utilisées pour extraire les paramètres dynamiques à partir des signaux temporels. Ces paramètres sont utilisés pour construire les lobes de stabilité 'dynamiques'. Ces lobes tiennent compte du changement de la dynamique de machine-outil, surtout à grande vitesse de rotation de la broche. Les lobes dynamiques ont été vérifiés expérimentalement par des mesures directes de vibrations et de forces de coupe.

Les différents modèles construits montrent la possibilité d'intégrer l'aspect écologique lors le choix des conditions de coupe. La productivité et la stabilité de procédé peuvent être incluses dans le processus d'optimisation comme des contraintes. Avec la démarche développée dans cette thèse, la valorisation du facteur écologique peut améliorer la productivité et en faire partie intégrante. Ce qui devrait rejoindre la durabilité des systèmes manufacturiers modernes.

L'approche proposée n'a pas été appliquée dans un contexte industriel, ce qui nécessite son adaptation pour surmonter les limitations du milieu académique de recherche. Les méthodes appliquées ont des limitations qui pourraient être soulevées dans les travaux futurs. En premier lieu, l'effet des lois constitutives sur les prédictions de forces de coupe n'a pas été étudié pour différentes formes d'équations constitutives. Ceci peut se faire par la comparaison des résultats obtenus pour différentes équations par rapport aux résultats expérimentaux, afin de choisir l'équation qui génère les résultats les plus réalistes. Cependant, cela nécessite un travail supplémentaire pour la linéarisation des équations constitutives, dans le but de rendre unique la solution générée par l'algorithme. En second lieu, les méthodes d'analyse opérationnelle ne sont pas automatisées. Cela signifie que l'utilisateur doit intervenir pour appliquer ces méthodes et en évaluer les résultats. Les décisions automatiques se confrontent à la présence des excitations harmoniques. Donc, il est important d'avoir en place des algorithmes plus robustes pour la sélection des fréquences naturelles et de leurs coefficients d'amortissement. Finalement, dans l'analyse des résultats des appareils spectrométriques, les émissions de nanoparticules au cours de l'usinage sec et lubrifié n'ont pas été étudiées. Parce que les émissions nano-particulaires peuvent présenter un danger, elles pourraient sûrement faire l'objet de futurs travaux de recherche.

ANNEXE I

ARTICLE 1 : ASPECTS ÉCOLOGIQUES DE L'UGV

Titre de l'article Fine and Ultrafine Particle Characterization and Modeling in High-Speed Milling of 6061-T6 Aluminum Alloy.

Autuers Imed Zaghbani, Victor Songmene and Riad Khettabi.

Journal Journal of Materials Engineering and Performance, Volume 18, Number 1 / février 2009.

Fine and Ultrafine Particle Characterization and Modeling in High-Speed Milling of 6061-T6 Aluminum Alloy

Imed Zaghbani, Victor Songmene, and Riad Khettabi

(Submitted May 22, 2008; in revised form June 4, 2008)

In this study, an experimental investigation was carried out on fine and ultrafine metallic dust emission during high-speed milling of 6061-T6 aluminum alloy in wet and dry conditions. Measurements of dust emission were conducted using a scanning mobility particle sizer spectrometer and an aerodynamic particle sizer spectrometer. These instruments were used to characterize particles in the micrometer and the nanometer size ranges. It was confirmed that the machining process produces nanoparticles as small as 10 nm and that the characteristics of the generated nanoparticles are not significantly influenced by the cutting conditions. The cutting forces and chip compression ratio were measured to validate the proposed dust generation model based on an energy approach. Good agreement was observed between the model and the experimental measurements for the investigated conditions. It was demonstrated that the majority of generated dust is caused by deformations in the primary shear zone. In addition, the percentage of generated dust is significantly influenced by deformation conditions in the chip formation zone. It was found that high cutting speeds could reduce the percentage of the generated particles during the milling process.

Keywords clean machining, dust modeling, microparticles, nanoparticles, orthogonal milling

1. Introduction

The machining process is a widely used technique for shaping of metallic and nonmetallic materials. In spite of the multiple advantages of machining, it is considered hazardous for operators and for the environment. In fact, most machining processes generate aerosols in liquid or solid forms. One of the best strategies for reducing the impact of this hazard on worker health and the environment is reduction of dust generation at the source. To accomplish this, there is a need to understand the conditions governing the production of dust during machining processes.

Since 1980, some interesting findings have already been observed regarding machining dust. It was found that the intensity of dust formation increases with an increase in cutting speed during turning and milling of almost all brittle materials (Ref 1). The dust formed when machining iron, steel, and brass at higher speeds has a much larger percentage of particles below five microns in size. It has also been confirmed that the use of fluids can reduce dust formation by ~40-50%, (Ref 1). Tönshoff et al. (Ref 2) showed that, during grinding, most metallic dust generated is breathable, and, without a dust suction system, the level of dust particle concentration in the air is higher than the threshold fixed by the NAOSH regulations (North American Occupation Safety and Health). For processes such as drilling and turning, some remarkable work has been produced. The quantity and particle size of machining dust

were found to be dependent on cutting parameters, tool material, work piece material, and tool geometry (Ref 3). In addition to the cited factors, lubrication has a direct impact on the quantity and size of the produced particles. While comparing the aerosols released during dry and wet turning, Sutherland et al. (Ref 4) found that the quantity of mist and dust produced during machining increases with the speed, the feed, and the cutting depth. For the investigated conditions, the authors found that a large percentage of the 1-4 μm size particles were produced during dry machining, while the great majority of the particles produced during wet machining were below 1 μm . Ramulu et al. (Ref 5) commented that dust generated during the machining process can affect the torque during a drilling process of graphite-bismaleimide composite material.

All of these results lead to the conclusion that machining dust is related directly to the chip formation process. This conclusion is confirmed by experimental studies in Ref 6 and 7, where the fundamental causes of the production of dust during dry drilling processes were studied. Light materials (aluminum alloys and magnesium alloys) were drilled under different machining conditions, and their effect on fine dust generation was studied. Chip formation phenomenology was used to explain the observed results, and interesting explanations were proposed.

It is known that some particle size ranges are more dangerous than others. The toxicity of metallic dust depends on size and composition. Particles with sizes between 2.5 and 10 μm remain in the trachea and bronchioles, while those larger than 10 μm settle in the nose and the thorax. These last particles are the least dangerous and are normally expelled naturally from the human body. When operators breathe in manufacturing dust (metallic particles, oxides, fluid mixed with air, etc.), the large particles segregate in the respiratory parts of the body (nose, throat, larynx), and the medium-sized particles enter the lungs. The fine particles (less than 2.5 μm) can go as far as the alveoli and the deepest parts of the lung (Ref 8), where such exposure can generate health problems

Imed Zaghbani, Victor Songmene, and Riad Khettabi, ETS – Mechanical Engineering, University of Quebec, Montreal, QC, Canada. Contact e-mail: victor.songmene@etsmtl.ca.

ranging from respiratory diseases to asthma and several types of cancer.

Following the work of Witschger et al. (Ref 9), the two particle size ranges that should be observed carefully are the 1-2.5 μm and the 10-20 nm size ranges because these particles are considered the most dangerous. Machining dust in the 1-2.5 μm size range has been explored in many papers; however, the 10-20 nm size range is not yet well characterized, according to the author's knowledge.

Some recent findings show that nanoparticles can be as harmful as microparticles when absorbed by body cells (Ref 10). Oberdörster et al. (Ref 11) proved with experimental studies that some inert particles could become biologically active when their dimensions are reduced to the nanometer scale. Witschger et al. (Ref 9) found that the particle aerodynamic diameter has an impact on the pulmonary deposition site. Ostiguy (Ref 12) stated that the first particularity of nanoparticles is their pulmonary deposition modes, which are different from and more dangerous than the deposition modes of microparticles. Nanoparticles can migrate along the olfactory nerve (Ref 13) and penetrate the central neural system, eventually reaching the brain (Ref 14). Gatti (Ref 15) confirmed that some nanoparticles were found in liver, kidney, and other organs (i.e., micro- and nano-debris of exogenous origin). Elder et al. (Ref 16) proved that nanoparticles toxicity is in direct relation to their number and specific surface, and not only a function of their mass concentration as for microparticles.

Most of the existing studies that cover machining dust are generally limited to aerodynamic diameters greater than one micron. With the recent results published on nanoparticles and how harmful they may be, more interest should be given to machining dust in the nanometer scale. It is therefore necessary to know all the size ranges of particles produced during normal machining processes and their different properties.

Published works found in the literature on machining dust were carried out on turning (Ref 3, 4) and on drilling (Ref 6, 7-17) processes. The studied cutting speeds were low or moderate, not exceeding 400 m/min. Some works have been done in the wood-milling field (Ref 18) and for medium-density fireboard material milling (Ref 19). However, little is known about machining dust generation during high-speed milling of metals. The main aim of this work is to study the generation of microparticles and nanoparticles during dry and wet milling processes at high cutting speeds ranging from 300 to 900 m/min. In addition, a dust generation model for microparticles is proposed for dry and wet milling.

To conduct measurements and model validation, a new experimental setup is proposed with two combined measurement instruments designed to explore the microparticle and nanoparticles domains. The instruments used are an aerosol particle sizer spectrometer (APSTM) and a scanning mobility particle sizer spectrometer (SMPSTM).

The paper is organized as follows: in the first section, the methodology is presented starting with details of the proposed model for dust generation, then the experimental setup designed to study fine and ultrafine dust generation during milling processes is explained, and finally the proposed design of experiments is covered. In the second section, the results for microparticles are presented, followed by findings on the nanoparticles. In the next part, model validation is illustrated, followed with comments and discussions. In the last section, important conclusions found in the study are summarized.

2. Method and Procedure

2.1 Dust Generation Modeling

Khettabi et al. (Ref 3) proposed an empirical model for microparticle dust emission during turning processes using the following empirical relation:

$$D_u = \frac{A}{V_c^m \exp\left(\frac{BV_c}{V_c}\right)} \quad (\text{Eq 1})$$

where D_u is the chip fraction that becomes dust during the chip separation, V_c is the cutting velocity, and A , B , and m are empirical constants. Rautio et al. (Ref 19) also used a similar fraction to study the dust emission during milling of medium-density fiberboard materials. It was pointed out that there are various causes for dust production during machining such as chip deformation, tool-chip friction, and tool-work piece friction (Ref 6, 7-17). In all of these sources, the primary shearing zone is believed to be the main source because it is the main deformation zone. In a recent study, Khettabi (Ref 20) expected that the amount of dust is related to the amount of energy created in the chip formation zone. The expected dependency was expressed using the following equation:

$$D_u = \frac{A}{V_c^m \exp\left(\frac{E_a}{E_s}\right)} \quad (\text{Eq 2})$$

where E_a is the average activation energy of the work piece material and E_s is the deformation energy in the chip formation zone; V_c is the cutting velocity and A is the material constant. In the present study, the proposed formulae in Eq 2 will be used. If it is assumed that the majority of generated dust is created in the primary shear zone, the deformation energy in the chip formation zone E_s can be limited to the energy in the primary shear zone. For an orthogonal cutting process, the energy expended per unit area, E_s , is defined in Ref 21 using the following equation:

$$E_s = V_{sh} \tau_{AB} \sin \phi \quad (\text{Eq 3})$$

where V_{sh} is the shear velocity, τ_{AB} is the shear stress in the primary shear zone, and ϕ is the shear angle. Using Eq 2 and 3, the following equation can be used to predict the fraction of the generated dust emission during an orthogonal milling process:

$$D_u = \frac{A}{V_c^m} \exp\left(\frac{-E_a}{\left(1 - \frac{\sin \alpha_n}{C_h}\right) \tan \phi V_c \tau_{AB}}\right) \quad (\text{Eq 4})$$

where C_h is the chip compression ratio, α_n is the tool rake angle, and τ_{AB} is the shear stress (other parameters are the same as in Eq 2). To predict the dust emission as a function of the cutting parameters (in addition to the work material and the tool geometry), the following parameters should be estimated: the chip compression ratio C_h , the shear angle ϕ , and the shear stress τ_{AB} .

The chip compression ratio, C_h , is measured experimentally using the procedure described in section 2.2. From the estimation of C_h , the shear angle ϕ can be estimated in terms of rake angle, α_n , using the following equation (Ref 22):

$$\tan \phi = \frac{\frac{\cos \alpha_n}{C_h}}{1 - \frac{\sin \alpha_n}{C_h}} \quad (\text{Eq 5})$$

The shear stress, τ_{AB} , is calculated from the measured cutting forces using the following formula (Ref 23)

$$\tau_{AB} = \frac{\sin \phi}{wf} (\bar{F}_y \cos \phi - \bar{F}_x \sin \phi) \quad (\text{Eq 6})$$

where \bar{F}_x and \bar{F}_y are the average cutting forces measured in the x and y directions, w is the axial depth of cut in mm, and f is the feed in mm/tooth. The procedure used for estimating D_u for a given set of cutting conditions is as follows:

- Step 1: Choose five cutting conditions for identification of the model constants (A , E_a , and m).
- Step 2: Measure the average cutting forces \bar{F}_x and \bar{F}_y . Measure the total generated dust for the 0.5-10 micron size range.
- Step 3: Collect some of the chips generated during the milling process.
- Step 4: Measure the step length L_c under an optical microscope (see Fig. 3) and calculate the chip compression ratio C_h ($C_h = L_1/L_c$).
- Step 5: Estimate the shear angle ϕ using Eq 5.
- Step 6: Estimate τ_{AB} using Eq 6.
- Step 7: Use the Levenberg-Marquadt algorithm to identify the constants E_a , A , and m .
- Step 8: Calculate D_u using Eq 4.

2.2 Experimental Measurements

2.2.1 Sampling Methods. Two spectrometers were used to measure the machining dust characteristics: an aerodynamic particle sizer spectrometer (APSTM) and a scanning mobility particle sizer spectrometer (SMPSTM).

The APSTM instrument (Model #3321, TSI, Inc.) is based on time-of-flight particle sizing technology which involves measuring the acceleration of aerosol particles in response to the accelerated flow of the sample aerosol through a nozzle. The aerodynamic size of a particle determines its rate of acceleration, with larger particles accelerating more slowly due to increased inertia. As particles exit the nozzle, the time-of-flight between the model 3321's two-laser beams is recorded and converted to an aerodynamic diameter using a calibration curve (Ref 24).

The SMPSTM instrument consists of an electrostatic classifier (model #3080 TSI, Inc.) and an ultrafine water-based condensation particle counter UPWCPC (model #3786, TSI, Inc.). The model 3080 Electrostatic Classifier consists of a Kr-85 bipolar charger used to neutralize the charges on particles, a controller to control flows and high-voltage, and a differential mobility analyzer (DMA), which separates particles based on their electrical mobility. The separated particles are counted with the UPWCPC (TSI Inc. 2008) (Ref 25). The UPWCPC is a water-based condensation particle counter designed to measure the concentration of airborne ultrafine particles. The UPWCPC draws in an air sample and counts the number of particles in that sample to provide a particle concentration value that is displayed as the number of particles detected per cubic centimeter of sampled air. The UPWCPC uses a laser and an optical detector to detect the particles, passing the sampled flow

through a viewing volume illuminated by a laser. The instrument relies on a condensation technique to deposit a working fluid on the particle to amplify the size to a value that can be detected readily with a conventional optical system (Ref 26).

2.2.2 Experimental Setup. The experimental setup for measuring the dust emission during orthogonal milling process is presented in Fig. 1 and 2. The workpiece (3) was attached to a steel support (2) clamped rigidly to a three-component dynamometer (1). The assembly was insulated using a G-Class Plexiglas box (6). The dust measurement units (SMPSTM-APSTM instruments) were connected to the insulated assembly through a 10 mm diameter tube (7) plugged into the Plexiglas box. The air suction hole was positioned as near as possible to the cutting zone, as shown in Fig. 2.

The inlet flow rate was set to 2.8 L/min. The aspirated air is divided into two flows: the first flow is used to analyze microparticles (size range 0.5-20 μm) in the APSTM (8), and the second flow is used to analyze the nanoparticles (size range 10-736 nm) in the SMPSTM (9). Air aspiration is started up at the beginning of the milling test and is stopped 5 min after test completion. This procedure was applied for each test so that the measurements take place during and after the machining operation.

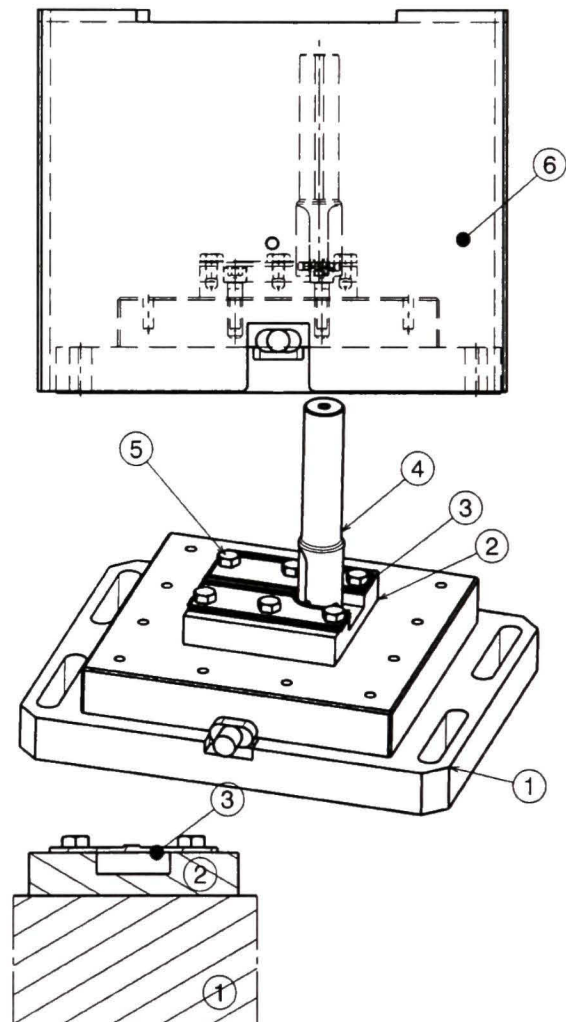


Fig. 1 Experimental setup design for measuring machining dust during orthogonal milling process—1: Three axes dynamometer; 2: Support; 3: 6061-T6 aluminum workpiece; 4: Cutting tool; 5: Fixture screw; and 6: dust cover

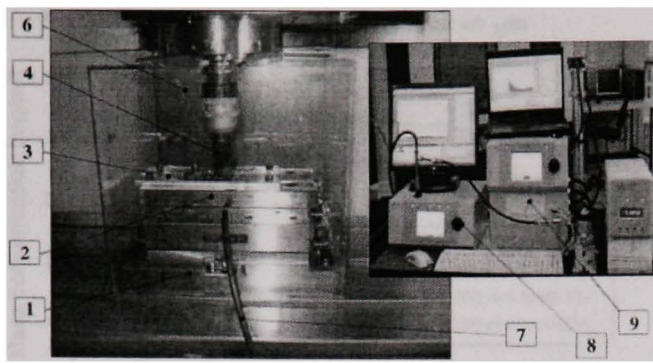


Fig. 2 Setup for dust collection and measurement—1: Three axis dynamometer; 2: Support; 3: 6061-T6 aluminum workpiece; 4: Cutting tool; 6: Dust cover; 7: Air suction tube; 8: APS™; 9: SMPS™

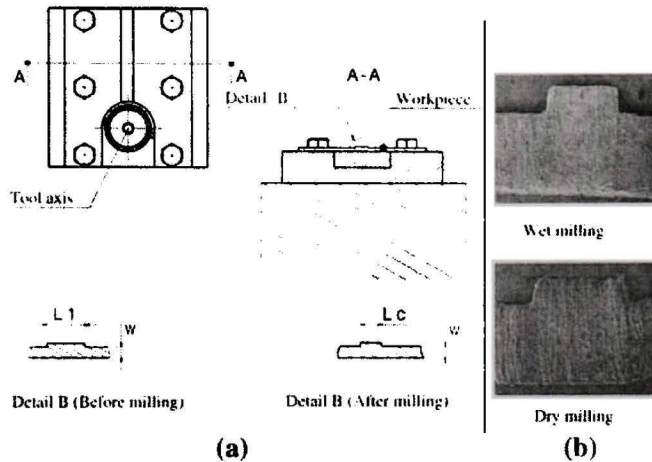


Fig. 3 Method for measurement of the chip compression ratio C_h : (a) L_1 is the initial chip length ($C_h = L_1/L_c$) and (b) Two samples of collected chips for different cutting conditions

A three-component dynamometer (Kistler 9255B) was used to measure the cutting forces in the x and y directions, and the average cutting forces were recorded for each test. The generated chips were collected and used to estimate the chip compression ratio C_h . Figure 3 illustrates the method used to calculate the ratio C_h ; this method was adopted from Ref 27. Each chip was observed under an optical microscope, and the width w and the length of the compressed step L_c were measured.

A 38.1 mm diameter tool was used during all machining tests (KISZ1.5P2.53L905). The cutter has two inserts; only one insert was used, and the second one was ground to ensure orthogonal cutting conditions. The inserts used during the machining test were coated and designed for machining aluminum alloys (XPMT2533L-K725M), and were chosen without a chip breaker to minimize chip fragmentation for easier manipulation and measurement.

2.3 Design of Experiments

Table 1 summarizes the experimental conditions considered in this study. The same conditions were used for dry and wet milling so that the results could be compared. In Table 1, the bold conditions are those for the lubricated machining experimental study. The first 10 conditions presented in Table 1 were used for constant identification (I1 to I5 for dry conditions and I6 to I10 for

Table 1 Experiments matrix

Test #	V_c , m/min	Feed, mm/tooth	Lubrication	Test #
I1	300	0.050	Dry/wet	I16
I2	400	0.050	Dry/wet	I17
I3	566	0.050	Dry/wet	I18
I4	733	0.050	Dry/wet	I19
I5	900	0.050	Dry/wet	I20
I6	300	0.125	Dry/wet	I21
I7	400	0.125	Dry/wet	I22
I8	550	0.125	Dry/wet	I23
I9	733	0.125	Dry/wet	I24
I10	900	0.125	Dry/wet	I25
I11	300	0.200	Dry/wet	I26
I12	400	0.200	Dry/wet	I27
I13	566	0.200	Dry/wet	I28
I14	733	0.200	Dry/wet	I29
I15	900	0.200	Dry/wet	I30

wet conditions). A complete experimental plan with three factors (cutting speed: five levels, feed: three levels, lubrication: two levels) was used to generate 30 combinations; these 30 tests will be used later for model validation. Finally, each test was repeated three times and the average value was retained.

3. Results and Discussions

For better readability and consideration of the effect of particle size on metallic dust concentration, the results are separated into two main sections: micrometer and nanometer size particles. Because different units are currently used in the literature to characterize particles (mass concentration, size distribution, specific surface, dust unit), this information is also provided.

3.1 Particle Mass Concentrations and Size Distribution

3.1.1 Microparticles. The influence of cutting conditions on particle mass concentration during milling processes for dry and wet milling is presented in Fig. 4. The particle mass concentration increases with increased cutting feed but decreases with the cutting speed. As illustrated in Fig. 4, the particle mass concentration is higher for wet machining than for dry machining for particles in the 0.5-1 μm size range. For this size range, the particle mass concentration is 5 to 30 times greater for wet than for dry milling. Nevertheless, for particle sizes between 1 and 10 μm , the mass concentration of particles generated in wet milling is much lower than the particle mass concentration in dry milling. It can be concluded that the cutting fluid was able to evacuate an important quantity of particles in the 1-10 μm size range. From the plotted results in Fig. 4, it can be concluded that the cutting fluid is unable to evacuate the particles with size less than 1 μm . In addition, the cutting fluid helps to generate particles with submicron size. These conclusions may be supported by observing the number of particles for wet and dry machining presented in Fig. 5.

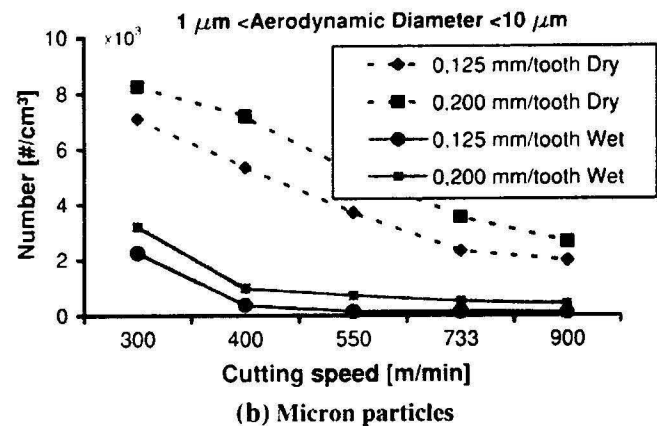
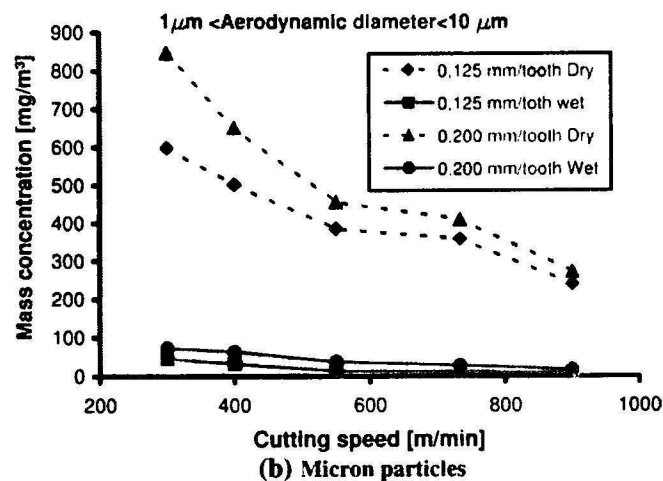
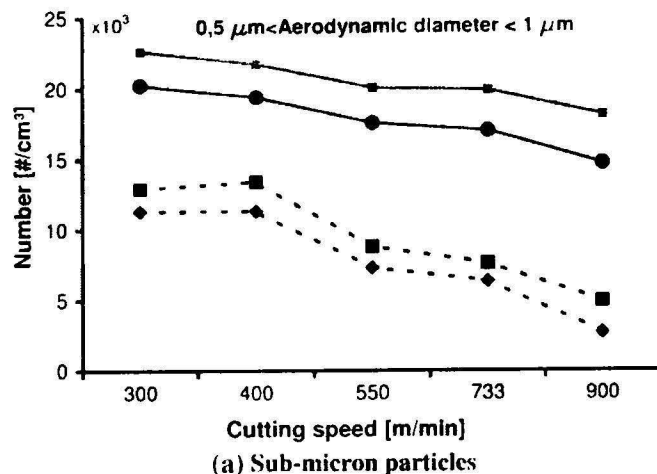
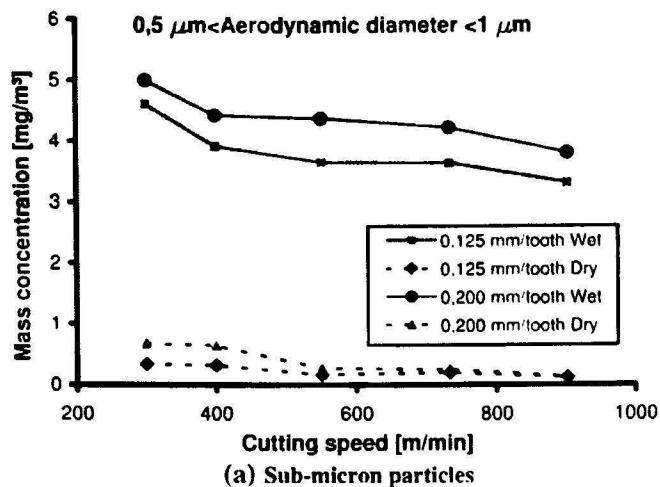


Fig. 5 Influence of the cutting speed on the particle number

Fig. 4 Influence of the cutting speed on mass concentration for different particle sizes

In Fig. 5, the particle number for wet milling is 3 to 5 times higher than in dry milling. As the tests were conducted in the same cutting conditions, one may expect a higher number of particles for wet milling because of the mist created by the fluid impact. This was the case only for the submicron size range (0.5-1 micron). In fact, for this range (0.5-1 micron), the number of particles is two to five times higher in wet milling than in dry milling, while for the 1-10 μm size range the number of particles in dry milling is two to five times higher than in wet milling. Finally, the majority of particles generated during wet milling have a size range under 2.5 μm , especially when the cutting speed is moderate (see Fig. 6).

In Fig. 6, the particle size distribution was plotted for three particle size ranges (0.5-2.5, 2.5-10, and 10-20 μm). It can be concluded that increasing the cutting speed helps to reduce the generated dust in a dry milling process. The material softening in the chip formation zone explains this result. However, the material softening does not help the particles to separate from the chips. This conclusion can be supported by the experimental findings in (Ref 17). The authors found that the higher the material temperature, the lower the generated dust.

3.1.2 Nanoparticles. For nanoparticles, it is interesting to observe the nanoparticles specific surface in addition to the mass concentration, following the recommendations in Ref 12. It was shown also, that fine and ultrafine particle inhalation problems could be related to the particle-specific surface (Ref 11).

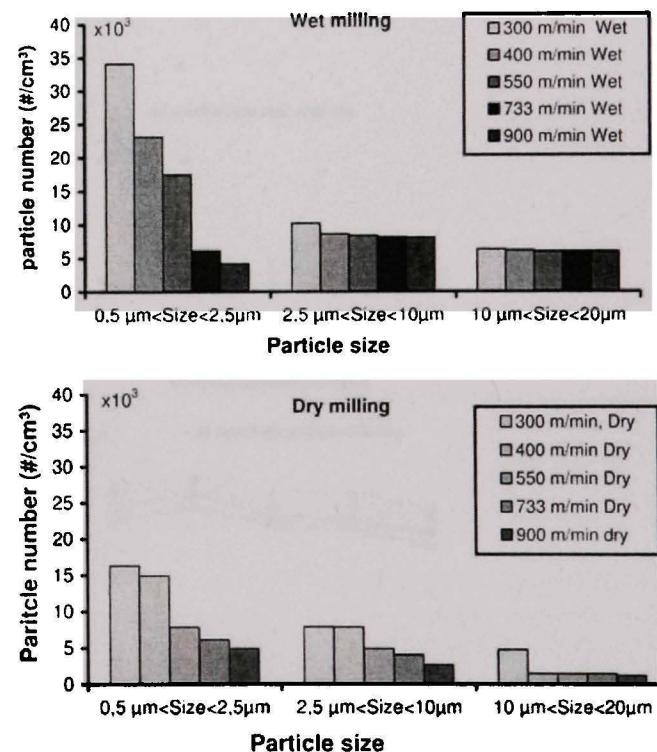


Fig. 6 Influence of the cutting speed on the particle size distribution for dry and wet milling

The instrumentation used during the present study is able to yield information necessary to investigate nanoparticles in the size range of 10-736 nm. A sample result is presented in Fig. 7 showing the information that can be collected after a machining test using the SMPS instrumentation. As expected, the released measurements show a non-negligible concentration and specific surface for nanoparticles in the range of 10-736 nm (Fig. 7b-d).

Following the work in Ref 9, the most harmful nanoparticles are the particles in the 10-20 nm size range. In Fig. 8, the nanoparticles concentration and specific surface are presented under different cutting conditions for dry and wet milling. Results are separated for two main size ranges, the 10-20 nm size range and the 20-736 nm size range.

In both dry and wet machining, a majority of the nanoparticles generated are in the 20-736 nm size range. The mass concentration of particles in this range is about 10,000 times higher than that of particles in the 10-20 nm size range (Fig. 8a, b). The specific particle surface follows a similar tendency (Fig. 8c, d).

The cutting speed and the feed do not significantly influence the generation of nanoparticles during wet milling (Fig. 8a-d); however, for dry milling, the influence of cutting speed is remarkable. The increase in cutting speed helps to reduce the nanoparticles concentration (Fig. 8a, b). The feed per tooth does not significantly affect the particle concentrations or the specific surface in either dry or wet conditions. As expected, the

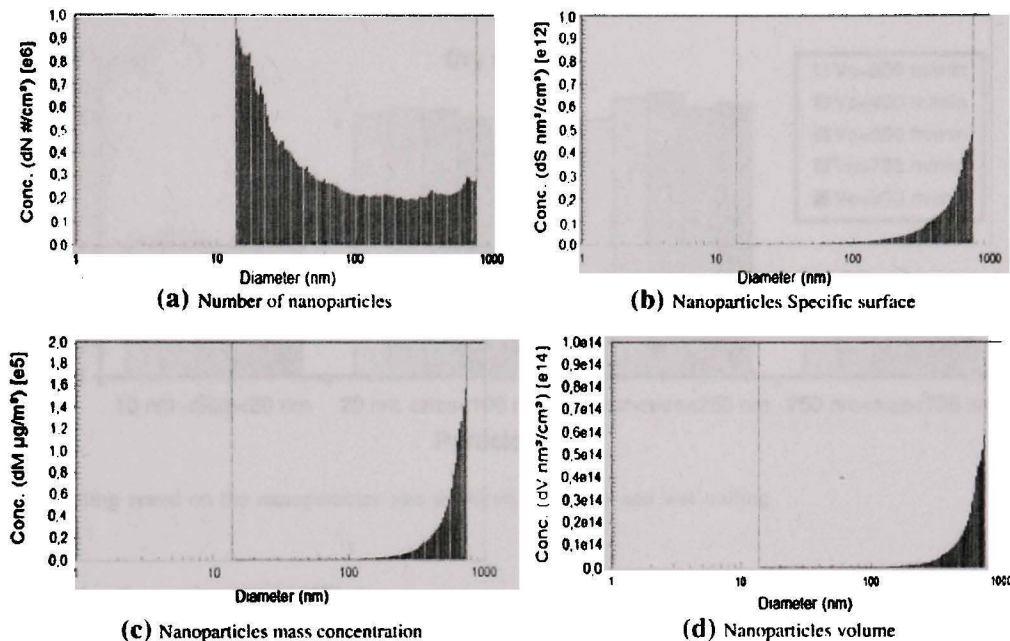


Fig. 7 Sample of collected results from the SMPS™ instrument

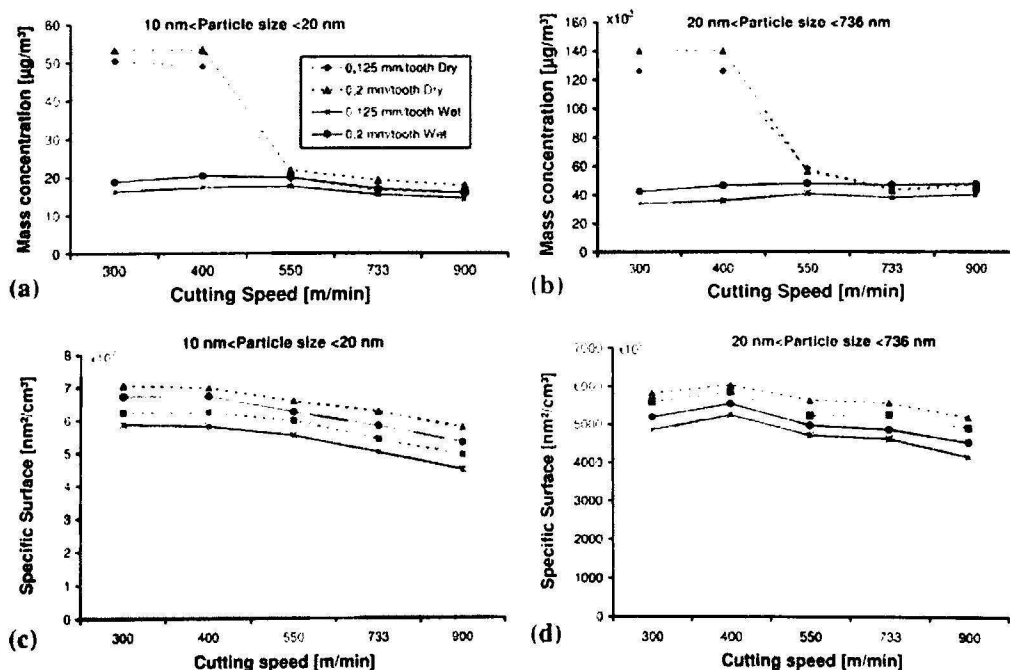


Fig. 8 Influence of cutting conditions on the nanoparticles mass concentration and specific surface

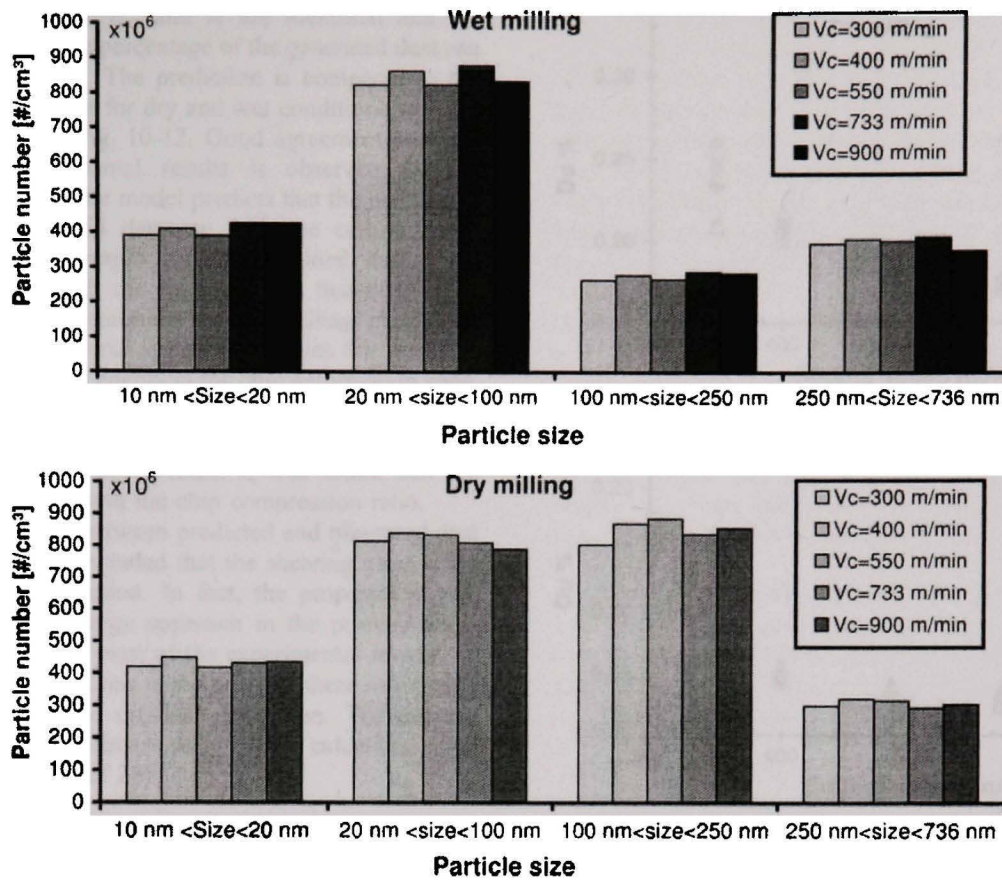


Fig. 9 Influence of the cutting speed on the nanoparticles size distribution for dry and wet milling

Table 2 Model constants for orthogonal milling of 6061-T6 aluminum alloy

	A	$E_a, \text{ w/mm}^2$	m	Correlation coefficient R^2
Dry milling	25×10^{-4}	158	70×10^{-3}	99.8%
Wet milling	2.4×10^{-4}	517	5×10^{-3}	99.6%

lubrication has no significant influence on nanoparticles specific surface. The lubricant is not able to split or evacuate nanoparticles.

Figure 9 shows that for the four ranges of particle sizes, the number of nanoparticles remains mainly constant with the exception of particles in the 100-250 nm size range. The number of particles for this size was about two times higher in wet conditions (Fig. 9a) than in dry conditions (Fig. 9b), although no explanation was found for this behavior. For other range sizes, the same particle number was obtained during dry and wet milling for the most part. This conclusion supports previous results concerning the non-effect of lubricant on nanoparticles generation.

3.2 Model Validation

The proposed model for prediction of dust generation during a milling process is based on the energy approach for an orthogonal milling process. To use the developed equations for an orthogonal process, the plane strain condition should be verified first. For each machining test, the collected chips were

measured under an optical microscope. It was observed that the width of the chip w (see Fig. 3) is mainly constant for all cutting conditions. This result means that there is no deformation in the axial direction. Therefore, the plane strain condition is fulfilled and Eq 1-6 presented in section 2.1 can be applied to the investigated process. The constants A , E_a , and m in Eq 3 were identified using the Levenberg-Marquadt algorithm, which is widely used for nonlinear problem identification. The results for model identification for dry and wet milling tests are presented in Table 2. As the correlation factor, R^2 , is higher than 90%, the derived relations can be considered reliable and the coefficients can be used for further analysis.

The activation energy, E_a , for dry milling is lower than the activation energy for wet milling. This means that fine and ultrafine particles can detach more easily in dry than in wet milling. The cooling removes the heat from the chip formation zone; therefore, more energy is required to separate the particle from the parent material. Knowing that the cutting fluid will take out a large part of this energy may explain why the activation energy E_a is found to be higher in wet than in dry conditions.

The constant A is related mainly to the friction conditions in the tool-chip interface (Ref 3), and is ten times greater in dry than in wet milling. This result can be explained by the severe interface conditions observed in dry machining processes. The energy rate per unit area, E_s , generated in the chip formation zone was estimated from the measured cutting forces and the measured chip compression ratio C_b . For the investigated cutting conditions, it was found that E_s is higher in dry than in wet milling processes.

Once the constants A , E_s , and m are identified and the energy E_s is computed, the percentage of the generated dust can be calculated using Eq 4. The prediction is compared to the experimental measurement for dry and wet conditions, and the results are presented in Fig. 10-12. Good agreement between the model and experimental results is observed for the investigated conditions. The model predicts that the percentage of generated dust D_u will decrease with the cutting speed (Fig. 11). This confirms results already obtained during the turning process (Ref 3). It can be concluded that high-speed cutting can reduce dust emission for the milling process of aluminum alloys, and material softening explains this result. In fact, the higher the created energy in the chip deformation zone, the fewer particles will separate from the formed chip (Fig. 10). Results for generated dust were presented versus the measured chip compression ratio. As expected, it was found that the generated dust increases with the chip compression ratio.

From the comparison between predicted and measured dust (Fig. 10-12), it can be concluded that the shearing zone is the main source of dust emission. In fact, the proposed model, which is based on an energy approach in the primary shear zone, was able to explain most of the experimental results.

The deformation conditions in the primary shear zones were studied for their influence on dust generation. The average shear strain, $\bar{\gamma}_{prim}$, in the primary shear zone is calculated using the following equation (Ref 28)

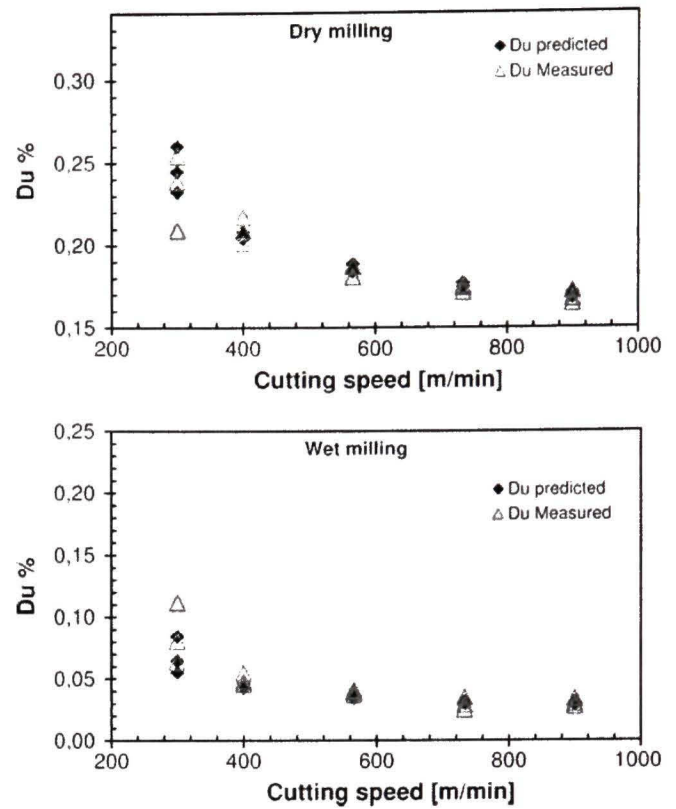


Fig. 11 Effect of cutting speed on predicted and measured dust generation

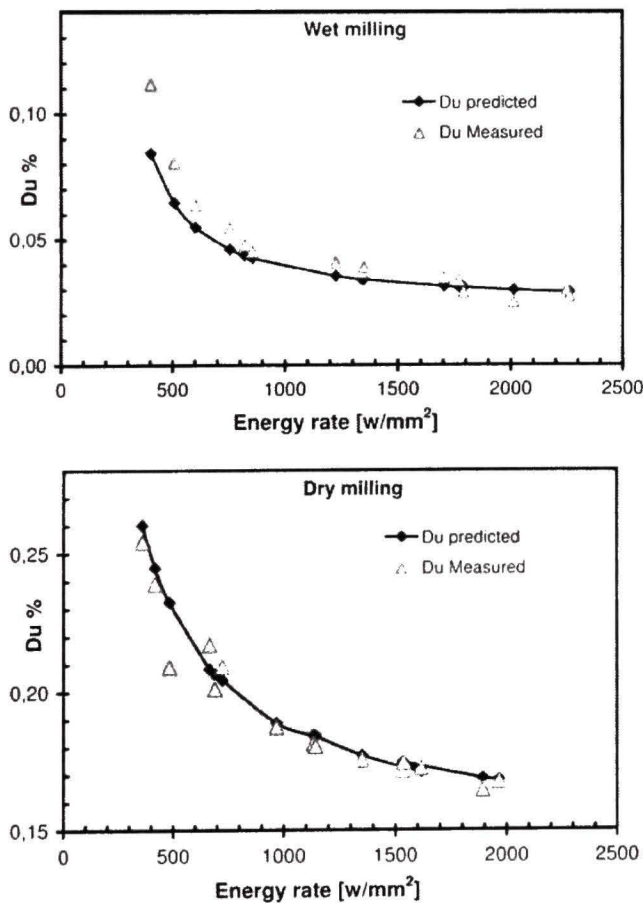


Fig. 10 Comparison between prediction and measurement of dust generation for dry and wet milling

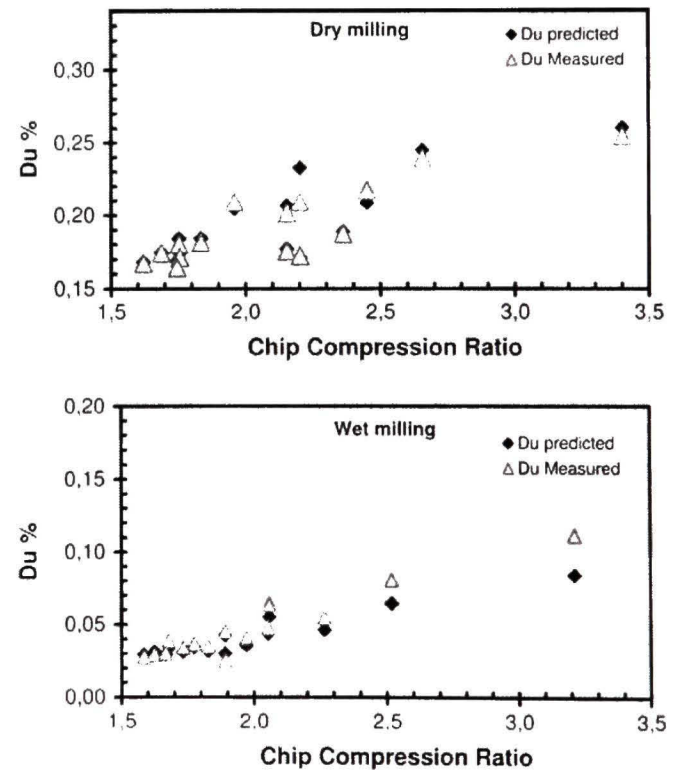


Fig. 12 Effect of chip compression ratio on predicted and measured dust generation

$$\bar{\gamma}_{\text{prim}} = \frac{\cos \alpha_n}{2 \cos(\phi - \alpha_n) \sin \phi} \quad (\text{Eq 7})$$

where ϕ is the shear angle and α_n is the tool rake angle. The influence of the shear strain on dust generation is presented in Fig. 13 for dry and wet conditions. The percentage of the

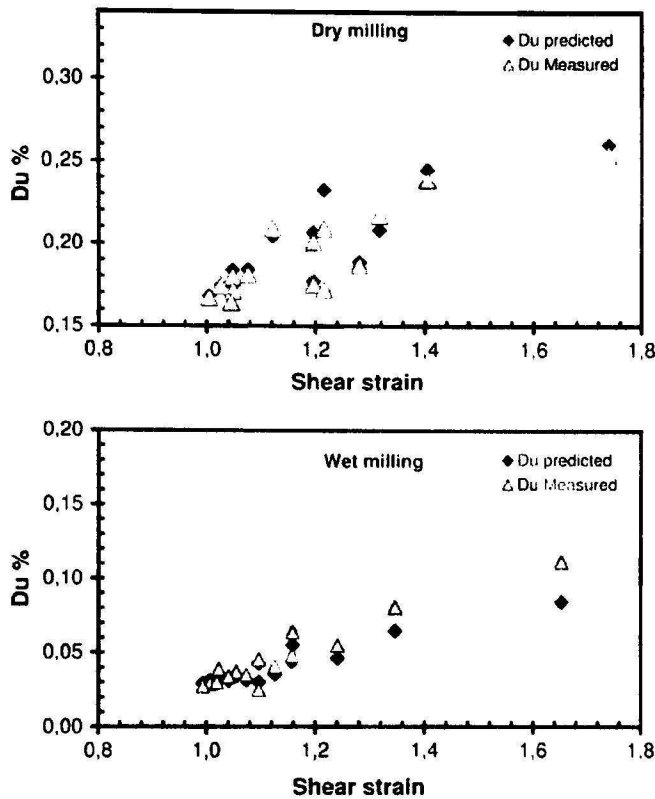


Fig. 13 Effect of shear strain on predicted and measured dust generation

generated dust increases with the shear strain. This can be explained by the high energy that can be created due to high deformation: the more energy in the chip formation zone, the higher the percentage of generated dust. The chip formation zone energy depends widely on the cutting conditions and the work piece material, and deeply influences chip morphology. The morphologies of the generated chips for different cutting conditions are presented in Fig. 14. At a microscopic scale, the chip is formed from serrated microbands. These microbands become more serrated with increases in feed and speed. The lubrication mode has an influence on chip morphology as well. It is found that at low cutting speed, there is no significant difference in the microband density between wet and dry milling. At high speed, the microband densities for wet and dry milling are significantly different. Dry machining produces larger and more widely spaced microbands. This morphology helps particles to detach more easily from the chip and causes more dust generation during dry milling processes.

Not only the deformation influences the generated dust, but the shear strain rate also has an influence. Many authors have demonstrated the effect of strain rate in metal cutting and the relation between strain rate and cutting conditions (e.g., Ref 29). The following equation was used to compute the average shear strain rate ($\dot{\gamma}_{\text{prim}}$)

$$\dot{\gamma}_{\text{prim}} = \frac{2V_c \cos \alpha_n}{e_{\text{psz}} \cos(\phi - \alpha_n)} \quad (\text{Eq 8})$$

where e_{psz} is the width of the primary shear zone estimated using Oxley's approximation of the tenth of the feed per tooth. V_c is the cutting speed, ϕ the shear angle and α_n the tool rake angle. The relation between the shear strain rate and the generated dust is presented in Fig. 15. The percentage of the generated dust decreases with the strain rate for the tested feeds. It can be concluded that the generated dust is significantly influenced by the deformation conditions in the primary shear zone. This factor should be considered during any

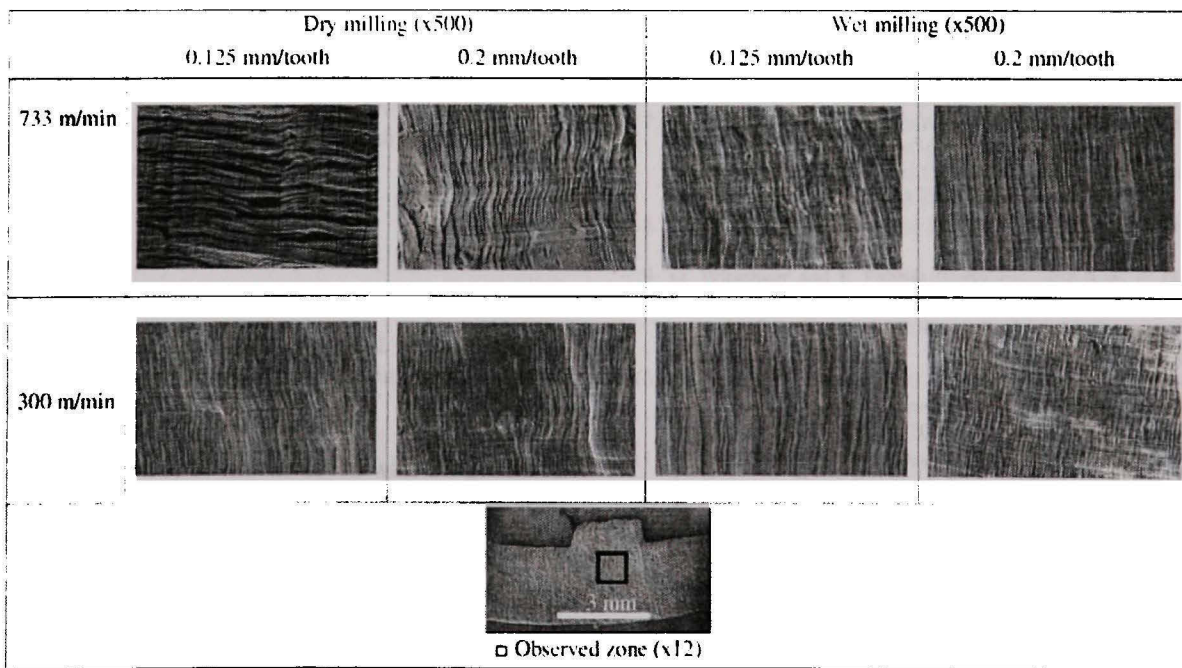


Fig. 14 Chip aspect and morphology for different cutting conditions

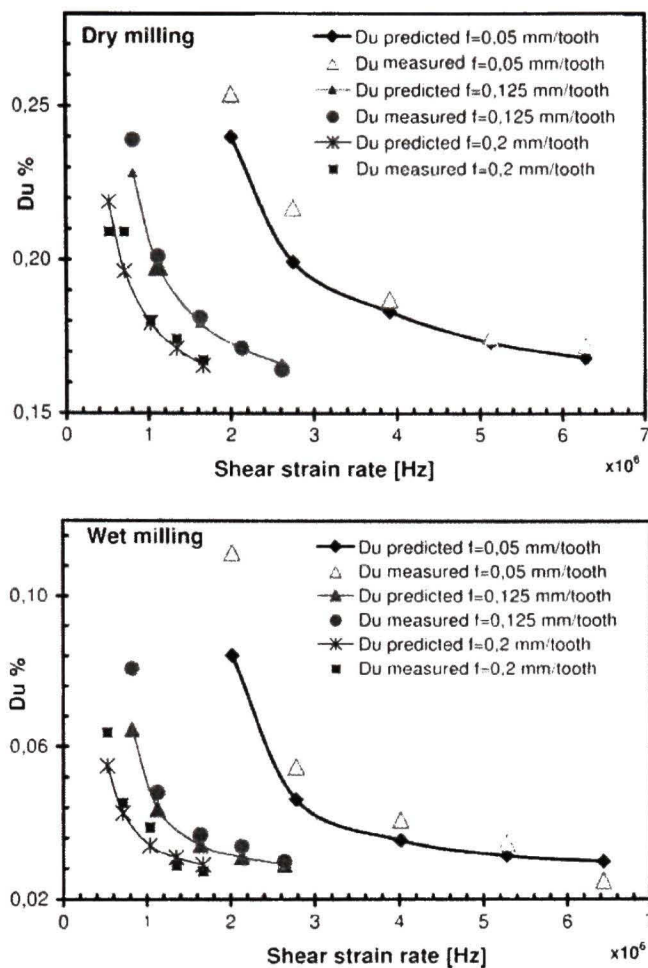


Fig. 15 Effect of shear strain rate on predicted and measured dust generation

test for evaluation of the material dust emissivity. The test deformation conditions should be similar to machining deformations conditions that are high in strain and in strain rate. In Fig. 5, the percentage of generated dust is presented for three feeds, and it is found that the percentage of the dust is inversely proportional to the chip thickness. The observed results are consistent with experimental findings made by Palmqvist and Gustafsson (Ref 18) and confirmed by Rautio et al. (Ref 19) for wood milling.

4. Conclusions

From the experimental measurements and observations for dust generation during an orthogonal machining process, it can be concluded that:

1. The dust generation is in direct relation with the generated energy in the chip formation zone and the dust generation decreases with the energy rate per area. Lubrication affects the form of most generated particles and has no effect on nanoparticles emission. Wet milling processes produce more particles than dry milling processes for the submicron size range. For a particle in the 1-10 μm size range, the dry milling process produces more particles than the wet milling process. The cutting fluid and the cutting conditions do

not have a major influence on nanoparticles specific surface and size distribution.

2. The cutting speed and feed per tooth have no significant influence on the nanoparticles mass concentrations for wet milling; nevertheless, the cutting speed significantly influences the nanoparticles mass concentration for dry milling.
3. There is a strong indication that the shearing zone is the main source of dust emission during machining. The proposed model considers the shear velocity, the shear stress, the shear angle, and the chip compression ratio, and explains most of the observed experimental results. It is found that generated dust is significantly influenced by the deformation conditions (strain and strain rate) in the chip formation zone.
4. The model showed good agreement with experimental measurements for the investigated conditions. The observed results were consistent with existing findings concerning dust generation during machining processes.
5. The proposed model is limited to microparticles and is not suitable for nanoparticles dust generation because the cutting conditions do not much influence the generation of nanoparticles.

References

1. L. Gradus and Y. Popov, Methods of Decontaminating Emissions During Machining of Materials. *Khim. Neft. Mashinost.*, 1984, **2**, p 10–11
2. H. Tönshoff, B. Karpuschewski, and T. Glatzel, Particle Emission and Emission in Dry Grinding, *Ann. CIRP*, 1997, **46**(2), p 693–695
3. R. Khettabi, V. Songmene, and J. Masounave, The Effect of Tool Geometry and Cutting Parameters on Dust Emission During Dry Machining, *J. Mater. Process. Technol.*, 2007, **194**(1–3), p 100–109
4. J.W. Sutherland, V.N. Kukur, and N.C. King, An Experimental Investigation of Air Quality in Wet and Dry Turning, *Ann. CIRP*, 2000, **49**, p 61–64
5. M. Ramulu, P. Young, and H. Kao, Drilling of Graphite/Bismaleimide Composite Material, *J. Mater. Eng. Perform.*, 1999, **8**, p 330–338
6. V. Songmene, J. Masounave, and B. Balout, Clean Machining: Experimental Investigation on Dust Formation Part I: Influence of Machining Parameters and Chip Formation, Part I, *Int. J. Environ. Conscious Des. Manuf. (ECDM)*, 2008, **14**(1), p 1–16
7. V. Songmene, J. Masounave, and B. Balout, Clean Machining: Experimental Investigation on Dust Formation Part I: Influence of Machining Parameters and Chip Formation, Part II, *Int. J. Environ. Conscious Des. Manuf. (ECDM)*, 2008, **14**(1), p 17–33
8. F.P. Holt, *Inhaled Dust and Disease*. John Wiley & Sons, New York, 1987
9. O. Witschger and F. Fabriès, Particules ultra-fines et santé au travail I – caractéristiques et effets potentiels sur la santé, *INRS*, 2005, **199**, p 21–35 (http://www.inrs.fr/htm/particules_ultra-fines_sante_travail.html) (in French)
10. Q. Zhang, Y. Kusaka, and K. Donaldson, Comparative Pulmonary Responses Caused by Exposure to Standard Cobalt and Ultra Fine Cobalt, *J. Occup. Health*, 2000, **42**, p 179–184
11. G. Oberdörster, E. Oberdörster, and J. Oberdörster, Nanotechnology: An Emerging Discipline Evolving from Studies of Ultra Fine Particles, *Environ. Health Perspect.*, 2005, **113**(7), p 823–839
12. C. Ostiguy, G. Lapointe, L. Ménard, Y. Cloutier, M. Trottier, M. Boutin, M. Antoun, and C. Normand, Les nanoparticules : État des connaissances sur les risques en santé et sécurité du travail, *IRSSST*, 2006, (<http://www.irsst.qc.ca/files/documents/PubIRSSST/R-455.pdf>) (in French)
13. G. Kreyling, M. Semmler, F. Erbe, P. Mayer, S. Takenaka, H. Schultz, G. Oberdörster, and A. Ziesenis, Translocation of Ultra Fine Insoluble Iridium Particles from Lungs Epithelium to Extra Pulmonary Organs, *J. Toxicol. Environ. Health*, 2002, **65**(20), p 1513–1530

14. C. Katz, A. Burkhalter, and W. Dreyer, Fluorescent Latex Micro Spheres as a Retrograde Neuronal Marker for In Vivo and In Vitro Studies of Visual Cortex, *Nature*, 1984, **310**, p 498–500
15. A. Gatti, Biocompatibility of Micro and Nanoparticles in the Colon. Part II, *Biomaterials*, 2004, **25**(3), p 385–392
16. A.C. Elder, R. Gelein, M. Azadniv, M. Frampton, J. Finkelstein, and G. Oberdorster, Systemic Effects of Inhaled Ultra Fine Particles in Two Compromised, Aged Rat Strains, *Inhale Toxicol.*, 2004, **16**, p 461–471
17. B. Balout, V. Songmene, and J. Masounave, An Experimental Study of Dust Generation During Dry Drilling of Pre-cooled and Pre-heated Work Piece Materials, *J. Manuf. Process.*, 2007, **9**, 23–34
18. J. Palmqvist and S. Gustafsson, Emission of Dust in Planning and Milling of Wood, *Holz. Roh Werkstoff*, 1999, **57**, p 164–170
19. S. Rautio, P. Hynynen, I. Welling, I. Hemmil, P. Usenius, and A. Narhi, Modelling of Airborne Dust Emissions in CNC MDF Milling, *Holz. Roh Werkstoff*, 2007, **65**(7), p 335–341
20. R. Khettabi, “Modélisation prédiction et réduction des émissions de poussière au cours de l’usinage,” Ph.D. thesis, University of Québec, École de Technologie Supérieure, Montréal, Canada, 2008 (in French)
21. J. Xie, A. Bayoumi, and H. Zbib, A Study on Shear Banding in Chip Formation of Orthogonal Machining, *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, 1996, **36**(7), p 835–847
22. E. Merchant, Mechanics of the Metal Cutting Process, Part I: Orthogonal Cutting and Type 2 Chip, *J. Appl. Phys.*, 1945, **16**(5), p 267–275
23. W. Hastings, P.L.B. Oxley, and M. Stevenson, Predicting a Material’s Machining Characteristics Using Flow Stress Properties Obtained from High-Speed Compression Tests, *Proceedings of Mechanics Engineering*, 1974, **188**, p 245–252
24. N. Tounsi, J. Vincenti, A. Otho, and M. Elbestawi, From the Basic Mechanics of Orthogonal Metal Cutting Toward the Identification of the Constitutive Equation, *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, 2002, **42**(12), p 1373–1383
25. TSI Inc., Operation and Service Manual, Model 3321 Model 3321 Aerodynamic Particle Sizer® Spectrometer, Revision E, 2004, p 1–3
26. TSI Inc., Operation and Service Manual, Series 3080 Electrostatic Classifiers, Revision H, 2008, p 1–4
27. TSI Inc., Operation and Service Manual, Model 3786 Ultra Fine Water Based Condensation Particle counter, Revision B, 2005, p 1–3
28. V. Astakhov and S. Shvets, The Assessment of Plastic Deformation in Metal Cutting, *J. Mater. Process. Technol.*, 2004, **146**, p 193–202
29. P.L.B. Oxley, *Mechanics of Machining: An Analytical Approach to Assessing Machinability*. Ellis Horwood Limited, 1989

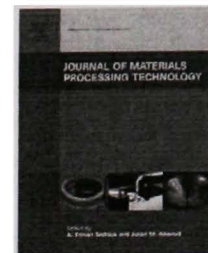
ANNEXE II

ARTICLE 2 : ASPECTS THERMOMÉCANIQUES DE L'UGV

Titre de l'article A force-temperature model including a constitutive law for Dry High Speed Milling of aluminium alloys.

Autuers Imed Zaghbani and Victor Songmene.

Journal Journal of Materials Processing Technology, Volume 209, Issue 5, 1 March 2009, Pages 2532-2544.

journal homepage: www.elsevier.com/locate/jmatprotec

A force-temperature model including a constitutive law for Dry High Speed Milling of aluminium alloys

Imed Zaghbani, Victor Songmene*

Department of Mechanical Engineering, University of Quebec, ETS, 1100 Notre-Dame Street West, Montreal, Quebec, Canada H3C 1K3

ARTICLE INFO

Article history:

Received 1 February 2008

Received in revised form

29 May 2008

Accepted 31 May 2008

Keywords:

High Speed Milling

Dry machining

Predictive modeling

Constitutive equation

ABSTRACT

In this study, a new analytical cutting force model was developed for the Dry High Speed Milling of aluminium alloys. The proposed model requires only work-material properties and cutting conditions to estimate the cutting forces and the temperature during end-milling processes. The transformation from orthogonal-to-oblique cutting was used to study the end-milling operation. A new method, which includes a Needleman-Lemonds constitutive equation, was introduced to simultaneously determine the average shear stress and the cutting temperature in the primary and secondary shear zones. The model validation was performed by comparing the prediction for machining Al6061-T6 and Al7075-T6 aluminium to mechanistic model results and experimental results. The computed temperature results were compared to published data. A good agreement was observed for both force and temperature results, for the investigated cutting conditions.

© 2008 Elsevier B.V. All rights reserved.

1. Introduction

The metal cutting process involves forces that influence the deformations in the primary and secondary shear zones, the cutting temperature, the process stability, the part quality, and the tool conditions. One of the main objectives of studying the machining process is to predict the cutting forces, which is a necessary exercise in many engineering applications, such as: (a) optimization of cutting conditions, (b) tooling and fixture design, and (c) improving the operator's working environment. A lot of interest has been concentrated on the prediction of cutting forces over the last few decades, during which time two fundamental approaches have been developed for estimating the cutting forces for milling processes: (1) the mechanistic approach and (2) the analytical approach.

For the mechanistic models, the specific cutting force is written as a function of the uncut chip thickness. This approach was first used by Koenigsberger and Sabberwal (1961), who assumed that the instantaneous force is equal

to the area of the chip section multiplied by the specific cutting pressure. They applied the mechanistic approach to study face milling and slab milling processes, and the relations they found were in good agreement with the experiments realized, which covered cutting velocities of up to 40 m/min during the machining of steel alloys. Tlusty and Neil (1975) presented an analysis of the force system in the milling process, and in their model, the cutter was discretized into many 'disks' of thickness dz along the Z-axis (see Fig. 1). The elemental instantaneous tangential and radial cutting forces were considered proportional to the chip load multiplied by the specific cutting pressure coefficients. Kline et al. (1982) for their part developed a force model for surface error prediction using the same approach as Tlusty and Neil (1975), while Zombach and Rotberg (1988) also used the same method as Tlusty and Neil (1975) to develop a tri-dimensional cutting force model. The axial cutting force was assumed to be proportional to the tangential force (Zombach and Rotberg, 1988). Altintas and Spence (1991) developed a mechanistic force model for

* Corresponding author. Tel.: +1 514 396 8869; fax: +1 514 396 8530.

E-mail addresses: imed.zaghbani.1@ens.etsmtl.ca (I. Zaghbani), victor.songmene@etsmtl.ca (V. Songmene).

0924-0136/\$ – see front matter © 2008 Elsevier B.V. All rights reserved.

doi:10.1016/j.jmatprotec.2008.05.050

Nomenclature

A_d, A_e	axial depth of cut and radial depth of cut (mm)
C_l	total tool-chip contact length (mm)
C_p, K_p, ρ_p	specific heat (J/kg/K), thermal conductivity (W/m/K), and mass density of the work material (kg/m ³)
C_t, K_t, ρ_t	specific heat (J/kg/K), thermal conductivity (W/m/K), and mass density of the cutting tool (kg/m ³)
dF_t, dF_r	elemental tangential and radial cutting forces acting on a differential element of the cutting tool (N)
e_{psz}	width of the primary shear zone
f, h	feed per tooth (mm/tooth) and uncut chip thickness (mm)
R, D	tool radius and diameter (mm)
T_{prim}, T_{sec}	temperature in the primary and secondary shear zones (K)
α_r, α_n	orthogonal rake angle and normal rake angle
β, η_c	tool helix angle and chip flow angle
$\dot{\gamma}_{prim}, \bar{\gamma}_{prim}$	shear strain rate and shear strain in the primary shear zone
$\dot{\gamma}_{sec}, \bar{\gamma}_{sec}$	shear strain rate and shear strain in the secondary shear zone
λ, ϕ_n, μ	friction angle, shear angle and average friction coefficient
$\bar{\tau}_{prim}, \bar{\tau}_{sec}$	average shear stress in the primary and secondary shear zones (N/mm ²)
φ_j	angle of advance of the tooth into the workpiece
$d\varphi_j$	differential angle of advance of the tooth into the workpiece
φ_2, φ_e	start and exit angles of the cut
prim, sec	two indexes used to designate the primary and the secondary shear zones, respectively

helical end mills using the cutting window concept, by discretizing the cutting tool into many small "disks". Engin and Altintas (2001) developed a general end-milling process model for different tool geometries. The model developed was able to predict the shape and the amplitude of the cutting force for different tool geometries: taper helical, ball end mill, and ball nose end mills. Details of the literature review on cutting force mechanistic models for milling processes can be found in Shen (2003).

Most mechanistic models are based on the average force measurement, whose accuracy is affected by the charge leakage and drifting associated with the use of piezoelectric sensors (Wang and Zheng, 2003). It is thus advisable to identify the pressure coefficients at low cutting velocities (Cut-Pro User's Guide 2005). When the cutting pressure coefficients are identified at low cutting velocities, some phenomena (e.g., material softening, chip segmentation, etc.), which only appear at high cutting speeds, are not considered (Khattabi et al., 2007). Wang and Zheng (2003) presented a new force estimation method with a single test identification. The method is based on the analytical expression for the Fourier coefficients of the milling forces. The disadvantage of the method

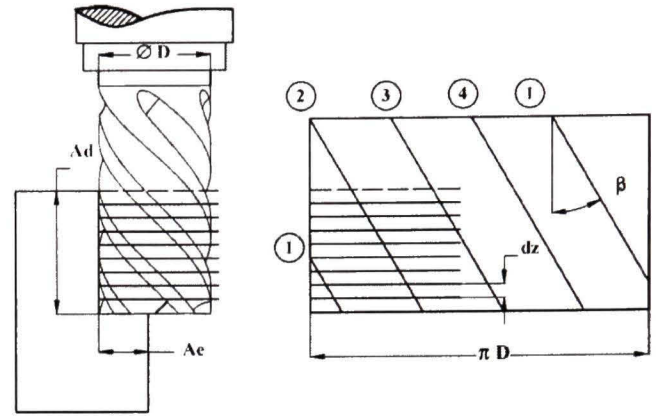


Fig. 1 – Schematization of the cutting window concept, used to evaluate cutting forces during a milling process with a four flutes end mill.

is that it requires knowledge of the absolute phase angle of the cutter, and as a result, cannot be applied under certain particular cutting conditions. In recent years, while many different methods have been proposed for finding the pressure coefficients used to estimate cutting forces (Hongqi and Shin, 2006), they have most often required numerous experiments to build the force models (Tsai and Liao, 2007). Therefore, when an accurate model is needed, a large number of time- and money-intensive tests have had to be carried out at different cutting conditions.

Mounayri et al. (1998) used an analytical approach to express the tangential and radial cutting forces for the ball end-milling process, with the average shear stress assumed to be uniform over the entire shear zone, and a uniform temperature distribution considered in the shear zone. These two assumptions are however not adequate for High Speed Machining (Ozel and Zeren, 2004). Using the average values of the effective shear stress and the cutting temperature, Altintas (2000) presented a detailed procedure to determine cutting forces, using the analytical approach. However, results from the approach may be imprecise because it is known that the effective stress, effective strain, effective strain rate, and cutting temperature average values are not very sensitive to cutting conditions (Tounsi, 2005). Becze et al. (2002) used a chip formation-based analytic force model to predict the cutting forces for end ball milling, with many parameters, such as the strain and the strain rate, determined experimentally. This approach was based on the primary and secondary shear band thickness measurements, and many experiments were conducted to build the model. A multidimensional and multi-variable regression method was used to develop an empirical equation describing the chip segmentation frequency as a function of the cutting parameters.

The goal of this paper is to develop an analytical model that uses a constitutive equation to assess cutting forces and temperature during machining with limited calibration tests; it is also aimed at extending the use of existing analytical approaches to High Speed Machining of Aluminium alloys. The paper is organized as follows: Section 2 presents the method and procedure used to build the model; in Section 3, the results obtained are presented and compared to mech-

anistic model predictions, experimental measurement and published results, and then discussed. The paper ends with conclusions and a prospectus of future works.

2. Method and procedure

2.1. Cutting force formulation

To develop the force model, the following assumptions are made:

- The end-milling operation is assumed to be chatter-free. Vibrations, machine and tool dynamic behaviours are not considered. This condition was fulfilled by carrying out preliminary tests and checking the stability of the cutting process.
- The deflection of the tool and the workpiece are assumed to be negligible; this condition was fulfilled using a rigid tool and workpiece.

The orthogonal-to-oblique transformation method was used to study the end-milling process. The equations needed for this transformation in this study can be found in Armarego and Whitfield (1985) or in Altintas (2000). The following assumptions are also made:

- The normal shear angle in oblique cutting ϕ_n is equal to the orthogonal shear angle ϕ_c .
- The normal rake angle for oblique cutting α_n is equal to the orthogonal rake angle α_r .
- The chip flow angle η_c is equal to the oblique angle i .
- The average friction coefficient is the same in both orthogonal and oblique cutting operations for a given cutting speed.

The radial and tangential elemental cutting forces, dF_{jr} and dF_{jt} , acting on an element of the flute j are predicted using the differential cutting forces in the primary and secondary shear zones, for an orthogonal cutting operation (see Fig. 2). The pro-

jection of dF_{jr} and dF_{jt} in the coordinate system (X, Y, Z) related to the tool gives the general equation for the component of the cutting force in the X direction, dF_{jx} and in the Y direction, dF_{jy} :

$$\begin{cases} dF_{jx} = -((K_{\text{prim}} \sin \alpha_n + K_{\text{sec}} \mu \cos \alpha_n) \sin \psi_j \\ \quad + (K_{\text{prim}} \cos \alpha_n + K_{\text{sec}} \mu \sin \alpha_n) \cos \psi_j) d\psi_j \\ dF_{jy} = ((K_{\text{prim}} \sin \alpha_n + K_{\text{sec}} \mu \cos \alpha_n) \cos \psi_j \\ \quad - (K_{\text{prim}} \cos \alpha_n + K_{\text{sec}} \mu \sin \alpha_n) \sin \psi_j) d\psi_j \end{cases} \quad (1)$$

Details of the calculation done to obtain Eq. (1) can be found in Appendix A. The coefficients K_{prim} and K_{sec} in Eq. (1) are defined by the following expressions (see Appendix A for details on Eq. (2)):

$$\begin{cases} K_{\text{prim}} = \frac{f \sin \psi_j + R - \sqrt{R^2 - f^2 \cos^2 \psi_j}}{\sin \phi_n} R \cot \beta \bar{\tau}_{\text{prim}} \\ K_{\text{sec}} = \frac{f \sin \psi_j + R - \sqrt{R^2 - f^2 \cos^2 \psi_j}}{\sin \phi_n \cos(\theta + \alpha_n - \phi_n)} R \sin \theta \cot \beta \bar{\tau}_{\text{sec}} \end{cases} \quad (2)$$

In Eq. (2), $\theta = \phi_n + \lambda + \alpha_n$, where ϕ_n, λ and α_n are the shear angle, the friction angle, and the normal rake angle, respectively (the expressions used for these angles can be found in Appendix A). $\bar{\tau}_{\text{prim}}$ and $\bar{\tau}_{\text{sec}}$ are the elemental average shear stresses in the primary and secondary shear zones, respectively. The method for estimating $\bar{\tau}_{\text{prim}}$ and $\bar{\tau}_{\text{sec}}$ will be detailed in Sections 2.2.3 and 2.2.4. μ is the average friction coefficient for sticking contact, which was evaluated using the method described by Costes et al. (2003) for computing the average friction coefficient as a function of the cutting velocity. All other parameters in Eqs. (1) and (2) are defined in the nomenclature. The use of Eqs. (1) and (2) supposes a non-uniform distribution of the shear stress in the primary and the secondary shear zones, which is more representative of the Dry High Speed Milling process.

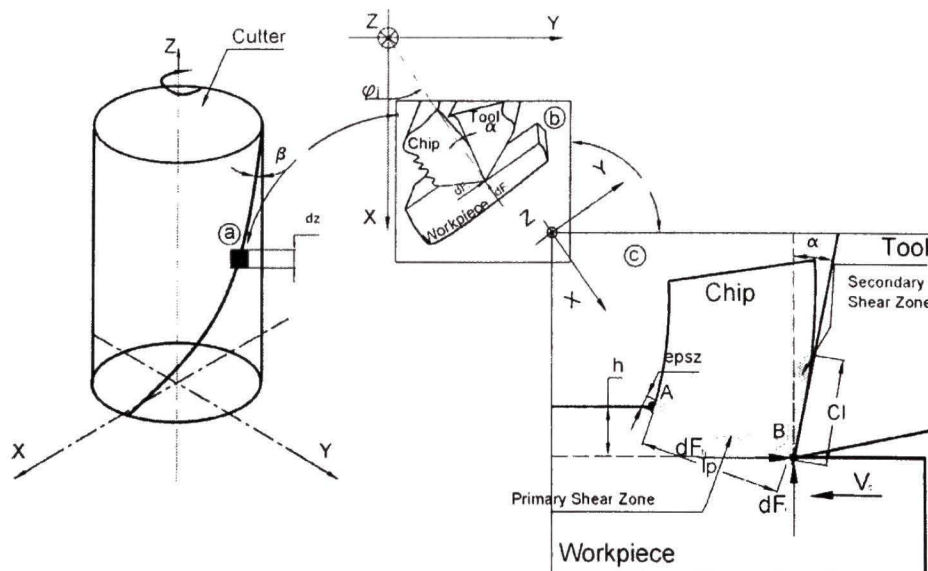


Fig. 2 – Adopted approach to predict cutting forces for the end-milling process, (a) tool differential element, (b) oblique cutting, (c) orthogonal-to-oblique transformation.

2.2. Evaluation of stress, strain rate, strain, and temperature in primary and secondary shear zones

The average shear strain rates ($\dot{\gamma}_{prim}$, $\dot{\gamma}_{sec}$) the average shear strains ($\bar{\gamma}_{prim}$, $\bar{\gamma}_{sec}$) and the temperatures (T_{prim} , T_{sec}) in the primary and secondary shear zones are evaluated based on selected expressions for Dry High Speed Machining available in the literature.

2.2.1. Selected expressions for shear strain rate, shear strain, and temperature for orthogonal cutting

Analytical expressions (Eqs. (3)–(5) of the average shear strain rate $\dot{\gamma}_{prim}$, the average shear strain $\bar{\gamma}_{prim}$, and the temperature T_{prim} in the primary shear zone are derived from the modified Oxley's shear plan theory developed by Tounsi et al. (2002).

2.2.1.1. Average shear strain rate $\dot{\gamma}_{prim}$. Many authors have demonstrated the effect of the strain rate in metal cutting and the relation between the strain rate and cutting conditions (e.g., Hastings et al., 1974). As the developed model deals with High Speed Machining, it should be sensitive to variations in the cutting velocity. This condition is fulfilled by choosing a suitable expression for the average shear strain rate, $\dot{\gamma}_{prim}$, including the cutting velocity.

$$\dot{\gamma}_{prim} = \frac{2V_c \cos \alpha_n}{e_{psz} \cos(\phi_n - \alpha_n)} \tag{3}$$

where e_{psz} is the width of the primary shear zone (see Fig. 2) and V_c is the cutting speed.

2.2.1.2. Average shear strain $\bar{\gamma}_{prim}$. The average shear strain, $\bar{\gamma}_{prim}$, in the primary shear zone is expressed using the following equation:

$$\bar{\gamma}_{prim} = \frac{\alpha_{psz} \cos \alpha_n}{\cos(\phi_n - \alpha_n) \sin \phi_n} \tag{4}$$

The constant α_{psz} in Eq. (4) defines the shear localization in the primary shear zone. This constant includes the effect of high shear strain rate which characterizes the High Speed Machining process, and can show the effect of shear localization. α_{psz} is defined using the shear angle, ϕ_n and the normal rake angle of the tool α_n

$$\alpha_{psz} = \frac{1}{2} + \frac{\cos(2\phi_n - \alpha_n)}{2 \cos \alpha_n} \tag{5}$$

2.2.1.3. Average temperature T_{prim} . Many expressions are available in the literature for computing the temperature during the machining process. Some such expressions were derived assuming adiabatic conditions, which is not the case for aluminium alloys known for their high thermal conductivity. Accordingly, this study used Boothroyd's modified equation to predict the average temperature, T_{prim} , in the primary shear zone (Boothroyd and Knight, 1989):

$$T_{prim} = T_0 + \eta(1 - \lambda_s) \frac{\bar{\tau}_{prim} \cos \alpha_n}{\rho_p C_p \sin \phi_n \cos(\phi_n - \alpha_n)} \tag{6}$$

where $\bar{\tau}_{prim}$, is the average shear stress in the primary shear zone, and η ($0 < \eta < 1$) is a factor to account for the plastic work

transformed into heat. Many authors have used a value of 0.9 for η , which is also the value used for this study. The fraction of heat conducted into the work material, λ_s , is evaluated using Oxley's empirical equation (Oxley, 1989):

$$\begin{cases} \lambda_s = 0.5 - 0.35 \ln(R_T \tan \phi_n) & \text{for } 0.04 \leq R_T \tan \phi_n \leq 10 \\ \lambda_s = 0.3 - 0.15 \ln(R_T \tan \phi_n) & \text{for } R_T \tan \phi_n > 10 \end{cases} \tag{7}$$

where R_T is a dimensionless thermal number that depends on workpiece thermal properties and cutting conditions:

$$R_T = \frac{\rho_p C_p h V_c}{K_p} \tag{8}$$

ρ_p , C_p , K_p are the specific heat, thermal conductivity, and mass density of the material, h is the uncut chip thickness (see Appendix A for the used formula), and V_c is the cutting velocity.

2.2.2. Work material constitutive equation

The Needleman-Lemonds constitutive equation with isotropic hardening is used in this study to model the work material. This model was successfully used to numerically simulate High Speed Machining (Maurisch and Ortiz, 1995). With the Needleman-Lemonds constitutive equation, we have a single solution for the linear equation obtained from the the proposed formulation in this study. If the Johnson-Cook equation is used, the polynomial equation obtained from the proposed formulation has several solutions, but using the Needleman-Lemonds constitutive equation, the convergence problems can be avoided. The Needleman-Lemonds constitutive equation with isotropic hardening is described in the following equations:

$$\begin{cases} \left(1 + \frac{\dot{\gamma}_p}{\dot{\gamma}_0} \right) = \left(\frac{\bar{\tau}}{g(\bar{\gamma}_p)} \right) & \text{If } \dot{\gamma}_p \leq \dot{\gamma}_y \\ \left(1 + \frac{\dot{\gamma}_p}{\dot{\gamma}_0} \right) \left(1 + \frac{\dot{\gamma}_t}{\dot{\gamma}_0} \right)^{\frac{m_2}{m_1} - 1} = \left(\frac{\bar{\tau}}{g(\bar{\gamma}_p)} \right) & \text{If } \dot{\gamma}_p \geq \dot{\gamma}_t \end{cases}$$

$$\text{With } g(\bar{\gamma}_p) = \tau_0 [1 - \alpha_{NL}(T - T_0)] \left(1 + \frac{\bar{\gamma}_p}{\bar{\gamma}_0} \right)^{\frac{1}{n}} \tag{9}$$

where n is the hardening coefficient, α_{NL} is the coefficient for thermal softening, τ_0 is the elastic shear stress, $\bar{\tau}$ is the average shear stress, $\dot{\gamma}_t$ is the transition shear strain rate, m_1 and m_2 are coefficients of sensitivity to the strain rate in the low and high regimes, and $\dot{\gamma}_0$ is the reference shear strain rate.

To find the constitutive equation parameters, available data in the literature was adapted. The coefficients for the Johnson-Cook equation are available for 6061-T6 aluminium in Rule (1997). For 7075-T6 aluminium, the coefficients are available in Danneman et al. (2001). The available Johnson-Cook coefficients were used to identify the coefficients n , m_1 , m_2 , and α_{NL} . The following procedure was used to migrate from Johnson-Cook to Needleman-Lemonds parameters:

- Find the Johnson-Cook coefficients for the desired material in the literature, as shown in Table 1 (e.g., Fang, 2005).

Table 1 – Johnson-Cook coefficient for two aluminium alloys 6061-T6 and 7075-T6

Material	T_m (K)	A (MPa)	B (MPa)	n	C	m	Reference
6061-T6	855	293	121.26	0.23	0.002	1.34	(Rule, 1997)
6061-T6	855	324	114	0.42	0.002	1.34	(Johnson et al., 1996)
7075-T6	908	496	310	0.300	0.00	1.20	(Danneman et al., 2001)

- Generate a combination of strain, strain rate and temperature.
- For the chosen serials, calculate the material flow stress using the Johnson-Cook equation.
- Use the Levenberg-Marquadt algorithm to identify n , m_1 , m_2 , and α_{NL} .

This procedure was used successfully with data from two different authors (Rule, 1997; Johnson et al., 1996). Results are presented in Table 2. The last column of Table 2 presents the correlation coefficient R^2 . Since this coefficient is greater than 90%, the relation can be considered reliable, and the coefficients obtained can be used for further analysis.

2.2.3. Evaluation of shear stress, shear strain, shear strain rate, and temperature in the primary shear zone

The estimation of the shear angle is based on the linear equation proposed by Zvorykin (Moufki et al., 1998):

$$\phi_n = A + \frac{\alpha_n - \lambda}{2} \quad (10)$$

where A is a material constant. It is possible to find the constant A for each material by measuring the chip compression ratio. The constant A was identified using the measurement results of the chips obtained during the preliminary tests. Since the shear angle, ϕ_n , can be estimated from the chip compression ratio (Merchant, 1945), the constant A can be computed directly from Eq. (10). The values for constant A are 39° for the 7075-T6, and 35° for the 6061-T6.

The following method is used to estimate the average shear stress in the primary shear zone, $\bar{\tau}_{prim}$:

- Find or identify material coefficients, m_1 , m_2 , n , and α_{NL} (Section 2.2.2).
- Using Eq. (10), calculate the shear angle ϕ_n .
- Using Eq. (5), calculate the shear localization parameter, α_{psz} .
- Using Eq. (4), calculate the average shear strain, $\bar{\gamma}_{prim}$.
- Using Eq. (3), calculate the average shear strain rate, $\dot{\bar{\gamma}}_{prim}$.
- Compare $\dot{\bar{\gamma}}_{prim}$ to the transition shear strain rate $\dot{\gamma}_t$.

- If $\dot{\bar{\gamma}}_{prim} \leq \dot{\gamma}_t$, use Eqs. (9) and (6), then write:

$$\bar{\tau}_{prim} = \tau_0 \left(1 + \frac{\bar{\gamma}_{prim}}{\bar{\gamma}_0} \right)^{\frac{1}{n}} \left(1 + \frac{\dot{\bar{\gamma}}_{prim}}{\dot{\gamma}_0} \right)^{\frac{1}{m}} \times \left[1 - \frac{\alpha_{NL}\eta(1-\lambda_s)\bar{\tau}_{prim}\cos\alpha_n}{\rho_p C_p \sin\phi_n \cos(\phi_n - \alpha_n)} \right] \quad (11)$$

- Else ($\dot{\bar{\gamma}}_{prim} > \dot{\gamma}_t$), use Eqs. (9) and (6), then write:

$$\bar{\tau}_{prim} = \tau_0 \left(1 + \frac{\bar{\gamma}_{prim}}{\bar{\gamma}_0} \right)^{\frac{1}{n}} \left(1 + \frac{\dot{\bar{\gamma}}_{prim}}{\dot{\gamma}_0} \right)^{\frac{1}{m}} \times \left[1 - \frac{\alpha_{NL}\eta(1-\lambda_s)\bar{\tau}_{prim}\cos\alpha_n}{\rho_p C_p \sin\phi_n \cos(\phi_n - \alpha_n)} \right] \times \left(1 + \frac{\dot{\gamma}_t}{\dot{\bar{\gamma}}_0} \right)^{\frac{1}{m_1} - \frac{1}{m_2}} \quad (12)$$

The average shear stress, $\bar{\tau}_{prim}$, is the only unknown variable in Eqs. (11) and (12), which are two first-order linear equations. For both Eqs. (11) and (12), there is a single solution.

- Solve Eqs. (11) or (12) to get the average shear stress $\bar{\tau}_{prim}$.

Once the average shear stress in the primary shear zone $\bar{\tau}_{prim}$ is computed, it is possible to determine the temperature, T_{prim} , in this zone. The following procedure was used to estimate the temperature, T_{prim} , in the primary shear zone:

- Use Eqs. (7) and (8) to compute the coefficient λ_s .
- Use the calculated average shear stress $\bar{\tau}_{prim}$ and Eq. (6) to calculate the temperature, T_{prim} , in the primary shear zone.

2.2.4. Calculating shear stress, shear strain, shear strain rate, and temperature in the secondary shear zone

The main difference between the primary and the secondary shear zones is the temperature level. A new flow stress results from this difference because the constitutive equation used in this study is temperature-dependent. Thus, the following

Table 2 – Computed Needleman-Lemonds coefficients for two aluminium alloys 6061-T6 and 7075-T6

Material	τ_0 [MPa]	n	m_1	m_2	$\dot{\gamma}_t$ [Hz]	α [K]	$\bar{\gamma}_0$	R^2
6061-T6 (Rule, 1997)	169.16	3.79	31.00	17.89	105	0.00166	0.58	96.28%
6061-T6 (Johnson et al., 1996)	169.16	2.88	31.39	19.32	105	0.00166	0.58	96.70%
7075-T6 (Danneman et al., 2001)	286.3	2.92	32.36	19.60	105	0.00148	0.58	95.98%

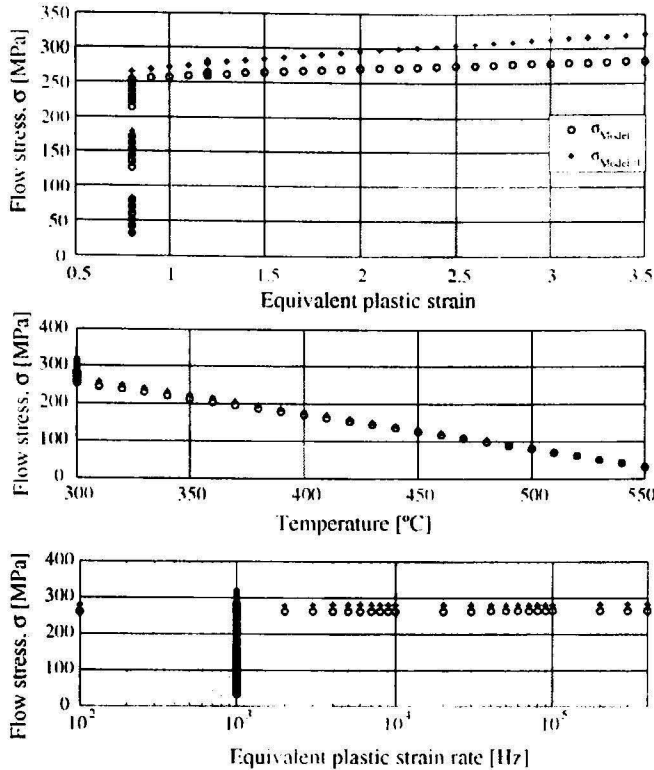


Fig. 3 – Influence of the strain, the temperature and the strain rate on the material flow stress for 6061-T6 aluminium, Model I Rule (1997), Model II Johnson et al. (1996).

procedure was proposed to obtain the average shear stress in the secondary shear zone:

- Calculate the temperature in the secondary shear zone, T_{sec} , using the following equation:

$$T_{sec} = (1 + R_D)T_{prim} \tag{13}$$

where R_D defines the diffusivity ratio between the work-piece and the tool:

$$R_D = \frac{K_p / \rho_p C_p}{K_t / \rho_t C_t} \tag{14}$$

where C_p , K_p , ρ_p are the specific heat, the thermal conductivity, and the mass density of the material, respectively, and C_t , K_t , ρ_t are the specific heat, the thermal conductivity, and the mass density of the cutting tool, respectively.

- Using the constitutive equation, estimate the average shear stress $\bar{\tau}_{sec}$ in the secondary shear zone.

For this study, it is assumed that the strain rate in the secondary shear zone is the same as the strain rate in the primary shear zone, as is the strain in both zones. This hypothesis was adopted because the influence of the strain rate variation on the material flow stress is not significant (Fang, 2005). This conclusion was confirmed by simulation results presented in Fig. 3. The secondary shear zone is known for high strain rates,

as was shown by Guo (2003) and confirmed by Ozel and Zeren (2004).

For high strain rates, the flow stress is largely constant, as can be seen in Fig. 3, where the results confirm the adopted hypothesis: the variation of the material flow stress due to the strain rate change between the primary and secondary shear zones can be neglected. From Fig. 3, it can be concluded that the strain and the temperature have a greater influence on the flow stress than does the strain rate. These results were confirmed using material data for 6061-T6 aluminium from two different authors (Rule, 1997; Johnson et al., 1996).

2.3. Simulation procedure

The proposed model was programmed on Matlab. The following procedure was used to simultaneously determine the cutting force and the temperature.

1. Discretize the tool into small elements of thickness dz .
2. For each element, use the pseudo-code described in Fig. 4 to find the average shear stress $\bar{\tau}_{prim}$ and the temperature T_{prime} in the primary shear zone.
3. Use a similar pseudo-code (as the one described in Fig. 4) to compute the shear $\bar{\tau}_{sec}$ and the temperature T_{sec} in the secondary shear zone.
4. Use Eq. (1) to calculate elemental cutting forces dF_{jx} and dF_{jy} .
5. Rotate the cutting tool using a small incremental angle.
6. Repeat step (2) and step (3) for a complete tool revolution.
7. Calculate the start angle ψ_s and the exit angle ψ_e .
8. Integrate the elemental forces between ψ_s and ψ_e , using Altintas's algorithm (Altintas, 2000).
9. Find the cutting forces acting on the cutting tool by adding up the forces acting on each tool flute.
10. Find the temperature variation in the primary and the secondary shear zones using Eqs. (6) and (13).
11. Plot the desired results.

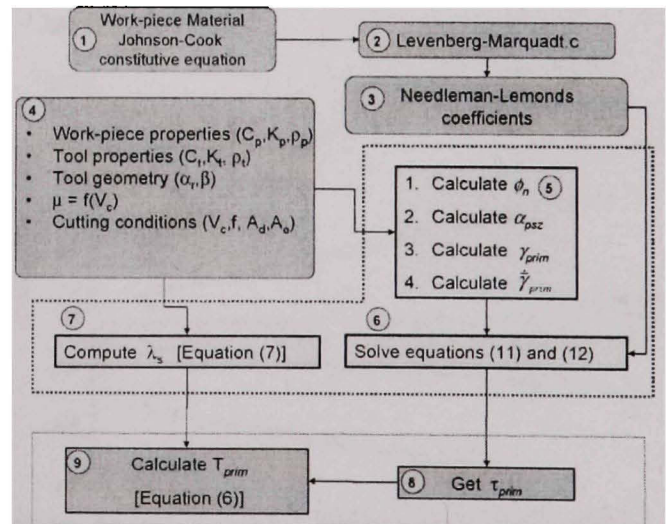


Fig. 4 – Pseudo-code for simultaneous estimation of temperature and shear stress in the primary shear zone.

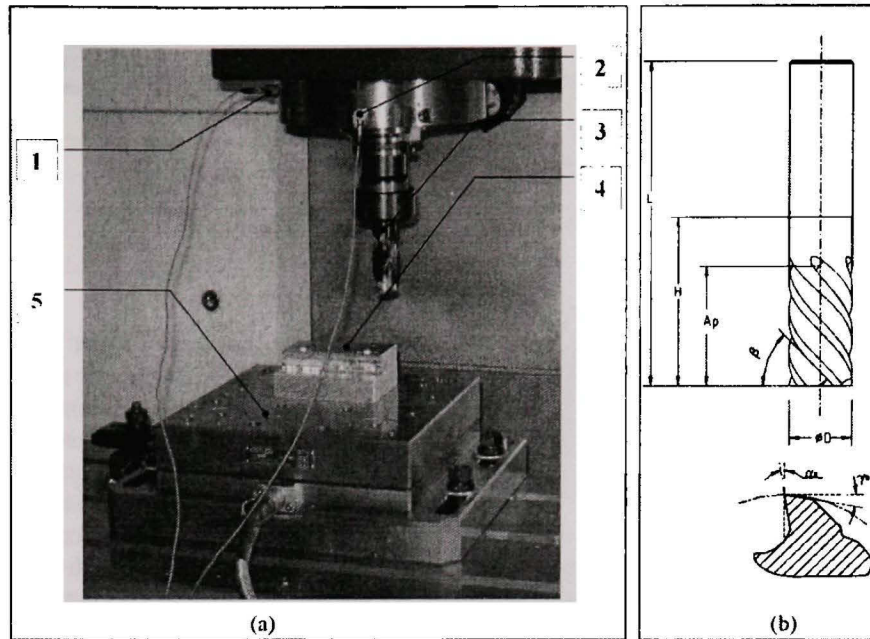


Fig. 5 – (a) Tool-displacement and cutting force measurement experimental set-up used to determine mechanistic force model coefficients: (1) accelerometer in the feed direction, (2) accelerometer in the orthogonal direction, (3) cutting tool, (4) workpiece, (5) three components dynamometer (Kistler 9255-B). (b) End mill geometry description.

2.4. Mechanistic force model identification procedure

The mechanistic force model was built using the procedure described in Altintas (2000) and cutting tests results, and cutting forces were measured during full slotting tests at different feed rates. The experimental set-up is presented in Fig. 5, and the tool geometry is described following ISO3002-1 in the same figure, while the geometry parameters are defined in Table 3. To ensure stable conditions, preliminary tests were performed, during which the tool displacements were measured using two accelerometers (see Fig. 5). A cutting speed of 400 m/min was retained to identify the mechanistic model as it was found to be the most stable cutting speed according to the results obtained during the preliminary tests. The cutting conditions for the mechanistic tests are presented in Table 4. During these tests, the average forces were recorded, and then plotted as a function of the feed per tooth (Fig. 6).

The four coefficients, K_{tc} , K_{rc} , K_{te} and K_{re} , of the mechanistic model were then calculated using the formula presented in

Table 3 – Tool geometry and tolerances following ISO3002-1

Symbol	Terminology	Geometry and tolerances
α_r	Orthogonal rake angle	$12^\circ \pm 3'$
γ_r	Tool orthogonal clearance	$8^\circ \pm 3'$
β	Tool cutting edge inclination (Helix angle)	$30^\circ \pm 2'$
A_p	Maximum depth of cut	25.4 mm
D	Tool diameter	25.4 mm
H	Overhang length	76.2 mm
L	Tool length	101.6 mm
z	Number of teeth	4

Table 4 – Cutting conditions for mechanistic tests, full slotting, dry conditions

Test	Cutting speed [m/min]	Axial depth of cut [mm]	Feed [mm/tooth]
1	400	1.5	0.025
2	400	1.5	0.050
3	400	1.5	0.100
4	400	1.5	0.125
5	400	1.5	0.150
6	400	1.5	0.200
7	400	1.5	0.225
8	400	1.5	0.250

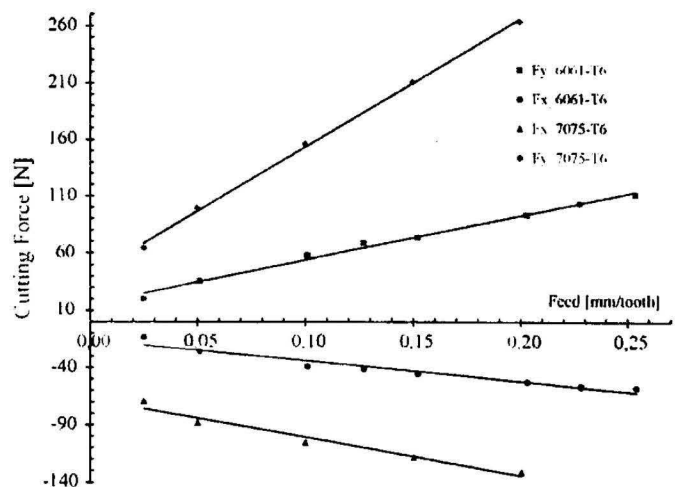


Fig. 6 – The linear variation of the average cutting forces amplitude versus the feed per tooth for 6061-T6 and 7075-T6 aluminium (see Table 4 for the cutting conditions).

Table 5 – Estimated cutting constants and edge constants for the mechanistic model for 6061-T6 and 7075-T6 aluminium alloys

Coefficients	6061-T6	7075-T6
K_{tc} [N/mm ²]	243.77	600.46
K_{te} [N/mm]	7.53	17.90
K_{rc} [N/mm ²]	113.50	180.96
K_{re} [N/mm]	7.83	20.42

Altintas (2000). K_{tc} and K_{rc} are the specific cutting pressure coefficients provided by the shearing action in the tangential and radial directions, respectively, while K_{te} and K_{re} are the specific cutting pressure coefficients provided by the contact edge in the tangential and radial directions, respectively. The four coefficients K_{tc} , K_{rc} , K_{te} and K_{re} are presented in Table 5 for the two aluminium alloys considered (6061-T6 and 7075-T6). The coefficients obtained will be used to generate the profile of the cutting forces in the mechanistic model.

3. Results and discussions

3.1. Cutting forces

The main objective of the model developed is to generate the profile and the amplitude of the cutting forces during the Dry High Speed Machining of aluminium alloys. The estimated cutting forces generated using the proposed model are presented in Fig. 7, for the 6061-T6, and in Fig. 8, for the 7075-T6. In the same figures, the estimated cutting forces are compared to the results for the mechanistic model and the results of the experimental tests.

The machining tests were conducted on a 3-axes CNC machining center, and a Kistler dynamometer (Kistler 9255-B) was used to measure the cutting forces. The output signals

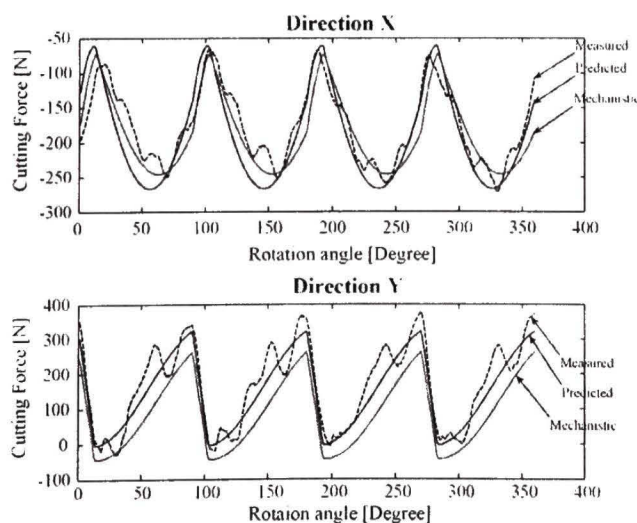


Fig. 7 – Comparison of mechanistic, experimental (dashed line) and predicted cutting forces for a half immersion up-milling test of 6061-T6 aluminium. Cutting conditions: 4 flutes, $V_c = 400$ m/min, $f = 0.203$ mm/tooth, axial depth of cut = 5.08 mm, dry cutting (see Table 3 for remaining cutting conditions).

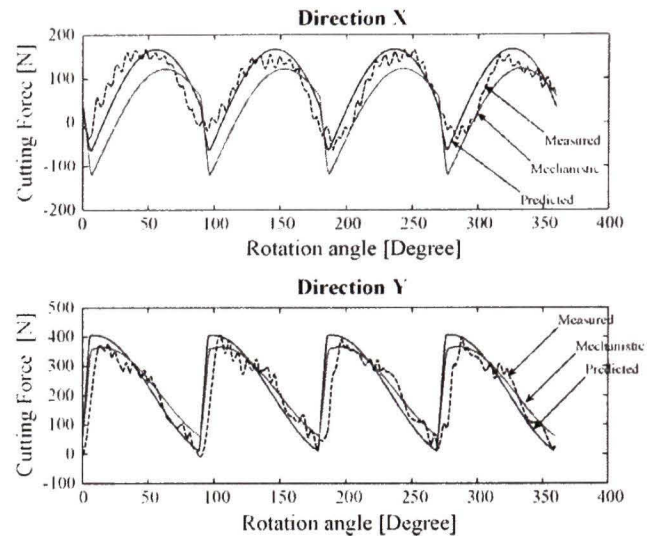


Fig. 8 – Comparison of mechanistic, experimental (dashed line) and predicted cutting forces for a half immersion down-milling test of 7075-T6 aluminium. Cutting conditions: 4 flutes, $V_c = 400$ m/min, $f = 0.203$ mm/tooth, axial depth of cut = 2.54 mm, dry cutting (see Table 3 for remaining cutting conditions).

were amplified, and then low-pass filtered at 200 Hz to avoid the influence of slight vibrations, before being recorded in the Matlab data acquisition system at a 10 kHz sampling frequency per channel. The experiments were conducted under chatter-free cutting conditions.

In Figs. 7 and 8, a good agreement is observed between the two models and the measurements, for the investigated cutting conditions. As expected, the cutting forces are higher for the 7075-T6 aluminium than for those obtained for the 6061-T6 aluminium. In fact, the average hardness of the 7075-T6 aluminium samples used was 90 HRB, while that of the 6061-T6 aluminium samples was 60 HRB. Furthermore, it is known that the 7075-T6 aluminium is more rigid than the 6061-T6 aluminium.

Unlike the mechanistic model, the proposed model is sensitive to the cutting speed. In Fig. 9, the instantaneous cutting forces at different cutting speeds are presented, and compared to the measured forces at a cutting speed of 600 m/min. Other well-known results related to the effects of cutting conditions on cutting forces can be found using the proposed model.

3.2. Temperature

The temperature variations, during the cutting of the 6061-T6 aluminium, are presented in Fig. 10 for one tool revolution. The temperature distribution obtained is similar to that obtained by Radulescu (1993). The temperature in the primary and in the secondary shear zones is 12% higher for 7075-T6 compared to 6061-T6, for the same cutting conditions, due mainly to the greater cutting forces needed for machining the 7075-T6 and the difference of the thermal diffusivity of the two work materials.

Fig. 11 presents comparisons between the predictions in the proposed model and experimental data available in the

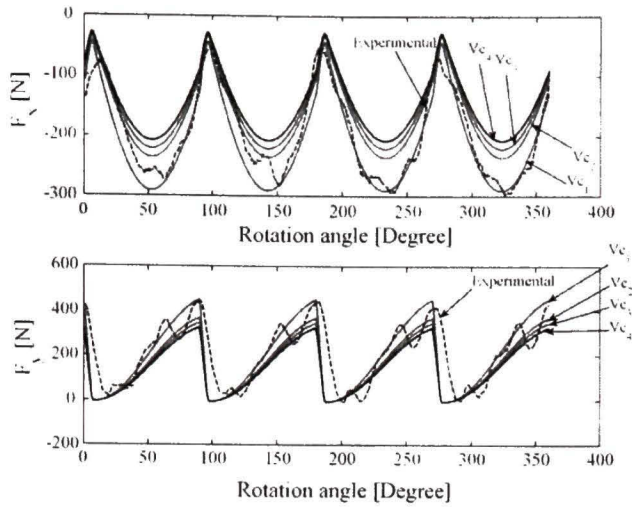


Fig. 9 – Influence of the cutting speed on the cutting forces for half immersion up-milling test 7075-T6: axial depth of cut (DOC) = 2.54 mm, $f = 0.203$ mm/tooth, $V_{c1} = 600$ m/min, $V_{c2} = 1200$ m/min, $V_{c3} = 1800$ m/min, $V_{c4} = 2400$ m/min, experimental test (dashed line) at 600 m/min.

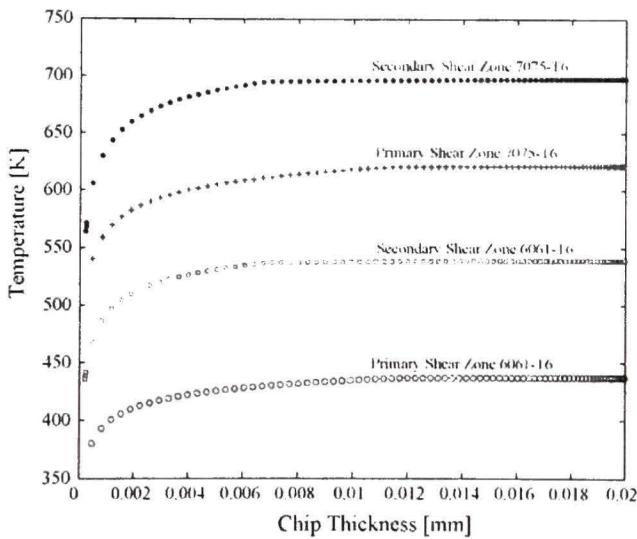


Fig. 10 – Simulated temperature in the primary and the secondary shear zone versus the chip thickness for 7075-T6 and 6061-T6 aluminium for a half immersion up-milling test: 4 flutes, DOC = 1.27 mm, $f = 0.203$ mm/min, $V_c = 600$ m/min.

literature: measurements of Strenkowski and the finite difference method prediction presented in Lazoglu and Altintas (2002) for 6061-T6 aluminium. The found results show good agreement for the tested conditions.

In Fig. 12, the temperature during an up-milling test is plotted at different cutting velocities for 7075-T6 aluminium. The temperature in the secondary shear zone increases with increasing speed. This result is consistent with the experimental findings in Shaw (1954), where the tool material is carbide, and the workpiece material is an aluminium alloy.

Radulescu (1993) considered that the time required for the chip formation zone to reach the steady state is 0.2 ms for

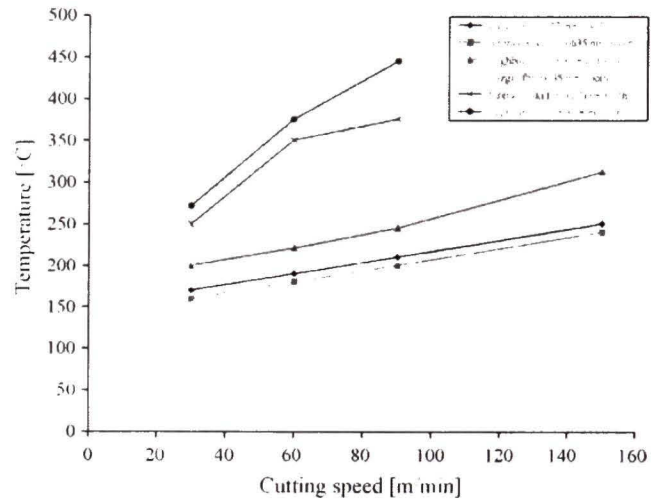


Fig. 11 – Variation of the average interface temperature with cutting speed and feed per revolution (Strenkowski's measured temperature and Lazoglu's model) for the 6061-T6 aluminium (Lazoglu and Altintas, 2002).

aluminium alloys and 0.8 ms for cast iron. He found experimentally that the tool temperature rise time decreased with increasing speeds from 48 m/min to 182 m/min when face milling 2024-T351 aluminium. The decrease in the rise time temperature with cutting speed is observed in Fig. 12. In this study, the predicted temperature rise time varies from about 0.42 ms for 600 m/min to 0.15 ms for 2400 m/min. A transient temperature model proposed by Lazoglu and Altintas (2002) predicted an average rise time of about 0.24 ms when simulating an interrupted cutting test for 2024-T351 aluminium. The rise times found with the model presented are comparable with experimental and simulated rise times found in the literature.

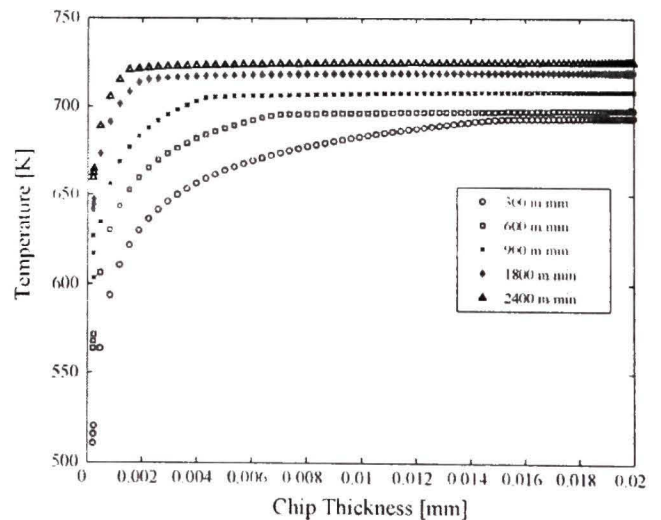


Fig. 12 – Simulated temperature in the secondary shear zone versus chip thickness for 7075-T6 aluminium for a half immersion up-milling test at different cutting speeds: 4 flutes, DOC = 1.27 mm, $f = 0.203$ mm/min.

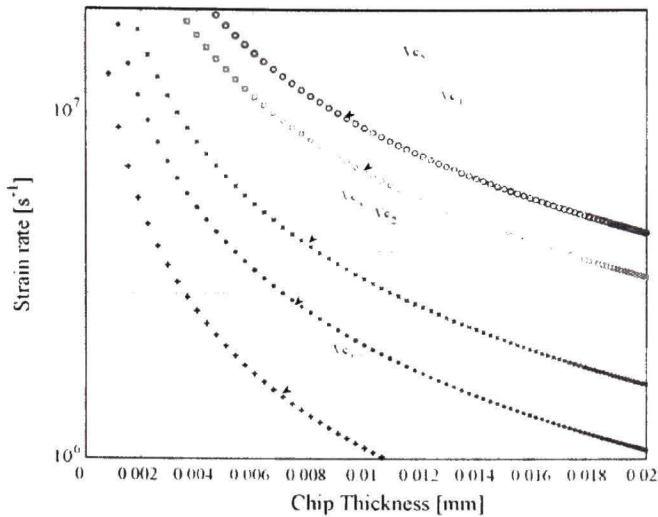


Fig. 13 – Variation of the strain rate with chip thickness for 7075-T6 aluminium for a half immersion up-milling test at different cutting speeds: 4 flutes, $f = 0.203$ mm/tooth, DOC = 1.27 mm, $V_{c1} = 600$ m/min, $V_{c2} = 900$ m/min, $V_{c3} = 1200$ m/min, $V_{c4} = 1800$ m/min, $V_{c5} = 2400$ m/min.

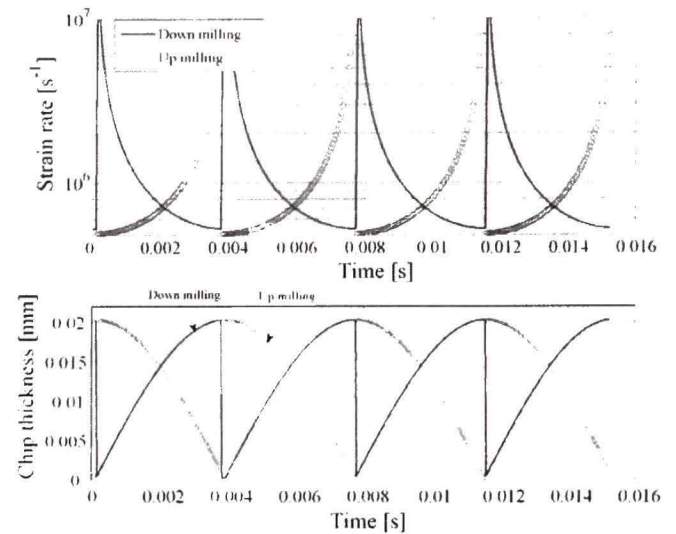


Fig. 14 – Instantaneous strain rate for 7075-T6 aluminium for a half immersion down-milling test and an up-milling test: 4 flutes, $V_c = 300$ m/min, $f = 0.203$ mm/tooth, DOC = 1.27 mm.

3.3. Shear strain rate and average shear stress

The analysis of the strain rate and the average shear stress is important for understanding metal cutting. Fig. 13 presents the variation of the average strain rate in the chip formation zone versus the chip thickness at different cutting speeds. It is observed that the instantaneous strain rate decreases with the chip thickness and increases with increased cutting

speed. This conclusion is consistent with the results found by Hastings et al. (1980), and confirms analytical results by Astakhov and Shvets (1998). The strain rate depends on the cutting velocity and the cutting mode (down milling or up milling). Fig. 14 presents the strain rate for a half immersion up-milling test and a half immersion down-milling test.

In Fig. 15, the variations in the shear stress in the primary and secondary shear zones are presented for different cut-

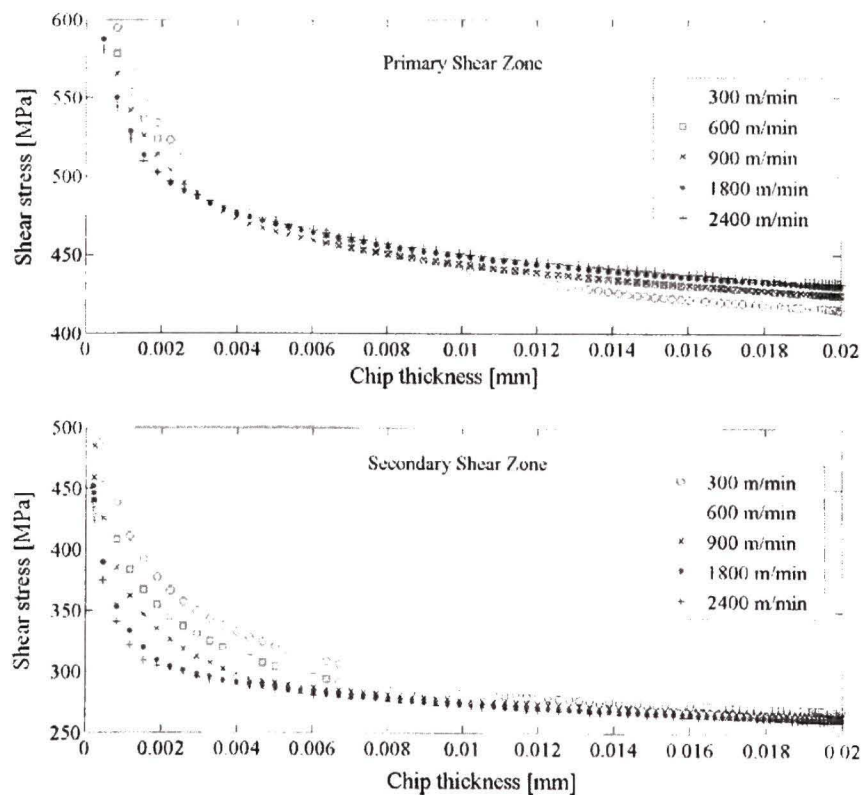


Fig. 15 – Variation of the shear stress in the primary and the secondary shear zone for 7075-T6 aluminium for a half immersion up-milling test at different cutting speeds: 4 flutes, $f = 0.203$ mm/tooth DOC = 1.27 mm.

ting speeds. The shear stress in the secondary shear zone is about 30% lower than that in the primary shear zone. This is explained by the softening effect of the material due to the higher temperature in the secondary shear zone. Fig. 15 shows that the shear stress is not constant in both zones. Other authors (e.g., Altintas, 2000; Mounayri et al., 1998) used a constant shear stress to estimate cutting forces. The results in Fig. 15 support the observations made by Altintas (2000) concerning the variation of the shear stress as a function of the chip thickness, and due to the strain hardening of the material. The shear stress starts high, and then decreases with the chip thickness, as a result of the increase in the effective surface. For an up-milling test, the contact surface at the beginning of the tool engagement is too small, leading to high stress, and at the end of the tool revolution, the effective surface is larger, leading to a lower shear stress.

4. Conclusion

A new model was developed to predict the cutting forces and the temperature during end-milling processes for high speed and dry machining. The main advantage of the developed model is that it only requires the used of material properties and cutting parameters. The properties used are available in material handbooks or specialized databases such as the Material Database for Machining Simulation. The proposed model allows the determination of cutting temperature and cutting forces, simultaneously. Results for cutting forces are in good agreement with the predicted results using the mechanistic model and experimental tests, and the simulated temperature distribution is in agreement with results available in the literature. Including a Needleman-Lemonds constitutive equation in the model allowed us to study a large cutting speed band from 300 to 2400 m/min. With this model, the sensitivity to the cutting velocity becomes possible, unlike with the mechanistic approach.

An extension of the model to take account of the thermal accumulation in the workpiece and the temperature dependency on the thermal properties is under development. The experimental validation of the model developed is in progress, and will include the measurement of the temperature during the Dry High Speed Machining of 6061-T6 and 7075-T6 aluminium alloys.

Appendix A

The expressions used for the differential cutting force in the primary shear zone, df_{prim} , and in the secondary shear zone, df_{sec} are:

$$\begin{cases} df_{\text{prim}} = \bar{\tau}_{\text{prim}} dA_{\text{prim}} \\ df_{\text{sec}} = \bar{\tau}_{\text{sec}} dA_{\text{sec}} \end{cases} \quad (\text{A1})$$

where $\bar{\tau}_{\text{prim}}$ and $\bar{\tau}_{\text{sec}}$ are the shear stress in the primary shearing zone and the secondary shearing zone, respectively (see Sections 2.2.3 and 2.2.4 for details on the estimation of $\bar{\tau}_{\text{prim}}$

and $\bar{\tau}_{\text{sec}}$). dA_{prim} is the primary shearing zone:

$$dA_{\text{prim}} = \frac{h}{\sin \phi_n} dz \quad (\text{A2})$$

where dz is the axial height of one flute-element, ϕ_n the shear angle, and h the instantaneous chip thickness calculated from Martellotti's formulae (Martellotti, 1941)

$$h = f \sin \varphi_j + R - \sqrt{R^2 - f^2 \cos^2 \varphi_j} \quad (\text{A3})$$

where R is the tool radius and f the feed per tooth.

dA_{sec} is the secondary shearing zone area:

$$dA_{\text{sec}} = C_1 dz \quad (\text{A4})$$

C_1 is the total contact length of the chip-tool interface estimated using Oxley's formulae (Oxley, 1989)

$$C_1 = \frac{h \sin \theta}{\sin \phi_n \cos(\theta + \alpha_n - \phi_n)} \quad (\text{A5})$$

where $\theta = \phi_n + \lambda - \alpha_n$. λ is the friction angle obtained directly from the average friction coefficient μ . The average friction coefficient for sticking contact μ is considered to be constant for a given cutting speed.

$$\mu = \tan \lambda \quad (\text{A6})$$

Using Eqs. (A2)–(A5), dA_{prim} and dA_{sec} can be expressed as:

$$\begin{cases} dA_{\text{prim}} = \frac{f \sin \varphi_j + R - \sqrt{R^2 - f^2 \cos^2 \varphi_j}}{\sin \phi_n} R \cot \beta d\varphi_j \\ dA_{\text{sec}} = \frac{f \sin \varphi_j + R - \sqrt{R^2 - f^2 \cos^2 \varphi_j}}{\sin \phi_n \cos(\theta + \alpha_n - \phi_n)} R \sin \theta \cot \beta d\varphi_j \end{cases} \quad (\text{A7})$$

Using Eqs. (A1) and (A7), df_{prim} and df_{sec} can be expressed as:

$$\begin{cases} df_{\text{prim}} = \frac{f \sin \varphi_j + R - \sqrt{R^2 - f^2 \cos^2 \varphi_j}}{\sin \phi_n} R \cot \beta \bar{\tau}_{\text{prim}} d\varphi_j \\ df_{\text{sec}} = \frac{f \sin \varphi_j + R - \sqrt{R^2 - f^2 \cos^2 \varphi_j}}{\sin \phi_n \cos(\theta + \alpha_n - \phi_n)} R \sin \theta \cot \beta \bar{\tau}_{\text{sec}} d\varphi_j \end{cases} \quad (\text{A8})$$

Let us introduce K_{prim} and K_{sec} which are expressed as:

$$\begin{cases} K_{\text{prim}} = \frac{f \sin \varphi_j + R - \sqrt{R^2 - f^2 \cos^2 \varphi_j}}{\sin \phi_n} R \cot \beta \bar{\tau}_{\text{prim}} \\ K_{\text{sec}} = \frac{f \sin \varphi_j + R - \sqrt{R^2 - f^2 \cos^2 \varphi_j}}{\sin \phi_n \cos(\theta + \alpha_n - \phi_n)} R \sin \theta \cot \beta \bar{\tau}_{\text{sec}} \end{cases} \quad (\text{A9})$$

(Eq. (A9) was referred to as Eq. (2) in the text), therefore

$$\begin{cases} df_{\text{prim}} = K_{\text{prim}} d\varphi_j \\ df_{\text{sec}} = K_{\text{sec}} d\varphi_j \end{cases} \quad (\text{A10})$$

where $d\varphi_j$ is the incremental angle of advance of the tooth in the workpiece. The radial and tangential elemental forces dF_{jr} and dF_{jt} are evaluated using the following expressions (Becze

et al., 2002)

$$\begin{cases} dF_{jr} = df_{prim} \cos \alpha_n + df_{sec} \mu \sin \alpha_n \\ dF_{jt} = df_{prim} \sin \alpha_n + df_{sec} \mu \cos \alpha_n \end{cases} \quad (A11)$$

dF_{jr} and dF_{jt} are projected in the coordinate system (X, Y, Z) related to the tool

$$\begin{cases} dF_{jx} = -dF_{jt} \sin \varphi_j - dF_{jr} \cos \varphi_j \\ dF_{jy} = dF_{jt} \cos \varphi_j - dF_{jr} \sin \varphi_j \end{cases} \quad (A12)$$

By replacing dF_{jt} and dF_{jr} by their expressions given in (A11), Eq. (A12) becomes:

$$\begin{cases} dF_{jx} = -((df_{prim} \sin \alpha_n + df_{sec} \mu \cos \alpha_n) \sin \varphi_j \\ \quad + (df_{prim} \cos \alpha_n + df_{sec} \mu \sin \alpha_n) \cos \varphi_j) \\ dF_{jy} = ((df_{prim} \sin \alpha_n + df_{sec} \mu \cos \alpha_n) \cos \varphi_j \\ \quad - (df_{prim} \cos \alpha_n + df_{sec} \mu \sin \alpha_n) \sin \varphi_j) \end{cases} \quad (A13)$$

Finally, using the expressions in Eq. (A10) for df_{prim} and df_{sec} , Eq. (A13) can be written as follows:

$$\begin{cases} dF_{jx} = -((K_{prim} \sin \alpha_n + K_{sec} \mu \cos \alpha_n) \sin \varphi_j \\ \quad + (K_{prim} \cos \alpha_n + K_{sec} \mu \sin \alpha_n) \cos \varphi_j) d\varphi_j \\ dF_{jy} = ((K_{prim} \sin \alpha_n + K_{sec} \mu \cos \alpha_n) \cos \varphi_j \\ \quad - (K_{prim} \cos \alpha_n + K_{sec} \mu \sin \alpha_n) \sin \varphi_j) d\varphi_j \end{cases} \quad (A14)$$

(Eq. (A14) was referred to as Eq. (1) in the text.)

REFERENCES

Altintas, Y., 2000. *Manufacturing Automation: Metal Cutting Mechanics, Machine Tool vibrations, and CNC Design*. Cambridge University Press.

Altintas, Y., Spence, A., 1991. End milling force algorithms for cad systems. *Annals of the CIRP* 45-1, 31-34.

Armarego, A., Whitfield, R., 1985. Computer based modeling of popular machining operations for force and power predictions. *Annals of the CIRP* 34, 65-69.

Astakhov, V., Shvets, S., 1998. A system concept in metal cutting. *Journal of Materials Processing Technology* 79, 189-199.

Becze, C., Elbestawi, E., Spence, A., 2002. A chip formation based analytic force model for oblique cutting. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 42, 529-538.

Boothroyd, G., Knight, W., 1989. *Fundamentals of Machining and Machine Tools*. Marcel Dekker, Inc.

Costes, J., Petit, C., Altintas, Y., Ko, P., 2003. Estimated stress and friction distributions on the tool rake face in the medium density fiberboard cutting process. *Forest Products Journal* 138, 468-471.

Danneman, K., Anderson, E., Johnson, E., 2001. Modeling the ballistic impact performance of two aluminium alloys. In: *Proceeding Symposium Modeling of Performance Engineering II*, pp. 63-74.

Engin, S., Altintas, Y., 2001. Mechanics and dynamics of general milling cutters. Part I: Helical end mills- Part II: Inserted cutters. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 41 (15), 2195-2231.

Fang, N., 2005. A new quantitative material sensitivity analysis of the flow stress of 18 materials in machining. *Transactions of the ASME* 127, 192-196.

Guo, Y., 2003. An integral method to determine the mechanical behavior of materials in metal cutting. *Journal of Material Processing Technology* 142, 72-81.

Hastings, W., Mathew, P., Oxley, P., 1980. A machining theory for predicting chip geometry, cutting forces etc. from work material properties and cutting conditions. *Proceedings of the Royal Society of London* 371, 569-587.

Hastings, W., Oxley, P., Stevenson, M., 1974. Predicting a material's machining characteristics using flow stress properties obtained from high-speed compression tests. *Proceedings of Mechanics Engineering* 188, 245-252.

Hongqi, L., Shin, Y., 2006. A comprehensive dynamic end milling simulation model. *Transactions of the ASME* 128, 86-95.

Johnson, R., Holmquise, R., Beissel, T., 1996. User instructions for the 1996 version of the EPIC Code Alliant Techsystems Inc. the EPIC Code Alliant Techsystems Inc.

Khettabi, R., Songmene, V., Masounave, J., 2007. Effect of tool lead angle and chip formation mode on dust emission in dry cutting. *Journal of Materials Processing Technology* 46, 519-526.

Kline, W., Devor, R., Linderbeg, J., 1982. The prediction of cutting forces in end milling with application to cornering cuts. *International Journal for Machine Tool and Design Research* 22, 7-22.

Koenigsberger, F., Sabberwal, A., 1961. An investigation into the cutting force pulsations during milling operations. *International Journal of Machine Tool Design and Research* 1, 15-31.

Lazoglu, Ismail, Altintas, Yusuf, 2002. Prediction of tool and chip temperature in continuous and interrupted machining. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 42 (9), 1011-1022.

Martellotti, M.E., 1941. Analysis of milling process. *American Society of Mechanical Engineers - Transactions* 63 (8), 677-700.

Maurisch, T., Ortiz, M., 1995. Modelling and simulation of high speed machining. *International Journal for Numerical Methods in Engineering* 38, 3675-3694.

Merchant, E., 1945. Mechanics of the metal cutting and a type 2 chip. *Journal of Applied Physics* 16, 267-275.

Moufki, A., Molinari, A., Dudzinski, D., 1998. Modelling of orthogonal cutting with a temperature dependent friction law. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 46-10, 2103-2138.

Mounayri, H., Spence, A., Elbestawi, M., 1998. Milling process simulation a generic solid modeler paradigm. *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 120, 213-221.

Oxley, P., 1989. *Mechanics of Machining: An Analytical Approach to Assessing Machinability*. Ellis Horwood Limited.

Ozel, T., Zeren, E., 2004. Determination of material work flow stress and friction for FEM of machining using orthogonal cutting tests. *Journal of Processing Technology* 153-154, 1019-1025.

Radulescu, R., 1993. A general cutting process model for high speed machining: dynamic and thermal considerations. Ph.D. Thesis, University of Illinois at Urbana-Champaign.

Rule, W., 1997. A numerical scheme for extracting strength model coefficients from Taylor test data. *International Journal of Impact Engineering* 19, 797-810.

Shaw, M., 1954. *Metal cutting principles*. Massachusetts Institute of Technology.

Shen, G., 2003. Modelling the effect of cutting fluids in peripheral milling. Ph.D. Thesis, Michigan Technology University.

Plusty, J., Neil, M., 1975. Dynamics of cutting in end milling. *Annals of the CIRP* 24-1, 169-175.

- Tounsi, N., 2005. Analytical and numerical investigation of the strain rate field in the secondary shear zone. In: 2005 ASME International Mechanical Engineering Congress and Exposition, Orlando, Florida, USA, pp. 1109–1116.
- Tounsi, N., Vincenti, J., Otho, A., Elbestawi, M., 2002. From the basic mechanics of orthogonal metal cutting toward the identification of the constitutive equation. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 42 (12), 1373–1383.
- Tsai, C.-L., Liao, Y.-S., 2008. Prediction of cutting forces in ball-end milling by means of geometric analysis. *J. Mater. Process. Tech.* 205, 24–33.
- Wang, J., Zheng, C., 2003. Online identification of shearing and plowing constants in end milling. *Journal of Manufacturing Science and Engineering-ASME* 125, 57–64.
- Zombach, J., Rotberg, R., 1988. A method for cutting force evaluation for end mills. *Annals of the CIRP* 37-1, 37–40.

ANNEXE III

ARTICLE 3 : ASPECTS DYNAMIQUES DE L'UGV

Titre de l'article Estimation of machine-tool dynamic parameters during machining operation through operational modal analysis.

Autuers Imed Zaghbani and Victor Songmene.

Journal International Journal of Machine Tools and Manufacture, In Press, Accepted Manuscript, Available online 27 June 2009.



Estimation of machine-tool dynamic parameters during machining operation through operational modal analysis

I. Zaghbani, V. Songmene *

Department of Mechanical Engineering, École de technologie supérieure (ÉTS), Université du Québec, 1100, Notre Dame Ouest, Montréal, Canada H3S 2C4

ARTICLE INFO

Article history:

Received 25 March 2009

Received in revised form

10 June 2009

Accepted 17 June 2009

Available online 27 June 2009

Keywords:

Dynamic stability lobes

High-speed milling

Operational modal analysis

Machine tools

ABSTRACT

The stability of high-speed machining operations determines the reliability of machine tools and the quality of machined parts. Chatter-free cutting conditions are difficult to predict as they require accurately estimated dynamic modal parameters. A spectrogram analysis and impact tests for different configurations of the machine tools were conducted to compare the modal parameters at 0 rpm tests and during machining tests. Variations of between 2% and 8% were observed for the natural frequencies and between 2 and 10 times for the damping ratios.

The operational modal analysis (OMA) is considered as a powerful tool for dynamic modal parameter estimations during machining operations. A complete methodology for applying this technique for machining operations was detailed. It was demonstrated how the OMA can be industrially exploited. The proposed approach was successfully applied during the high-speed machining of the 7075-T6 aluminum alloy to extract machine-tool parameters. Two different numerical approaches were used: the autoregressive moving average method (ARMA) and the least square complex exponential method (LSCE), both of which generated similar results. The dynamic parameters found using the operational modal analysis were used to predict machine dynamic stability lobes, and through experimental validation, it was shown that some depths of cut that are stable with standard stability lobes become unstable with dynamic stability lobes.

© 2009 Elsevier Ltd. All rights reserved.

1. Introduction

Machined parts quality, geometrical and dimensional accuracy as well as machine-tool reliability largely depend on the how a machine is used. The machining operation is defined by the tool path, the tool geometry and by the cutting conditions, which must be selected such as to ensure that the operation is chatter free. The stability lobe theory is a powerful tool for choosing stable cutting conditions, and the two primary factors that affect stability lobes are the natural frequencies and the damping ratios of the first dominant modes [1]. From a tap test at 0 rpm (non-running spindle), it is possible to estimate the dynamic parameters: the system's dominant natural frequencies and the corresponding damping ratio. The natural frequencies estimated directly from the imaginary part of the transfer function correspond to the frequencies of the highest magnitude. The damping ratio can be estimated using the natural frequencies and the imaginary parts of the transfer function. Tobias and Fishwick [2], Tlustý and Poláček [3], Merritt [4] and Altintas and Budak [5] formulated the

lobe stability theories, taking into consideration the fact that the machine-tool modal parameters are time invariant.

However, the natural frequencies and the damping ratios measured at 0 rpm might be different from those obtainable during the actual machining operation. The dynamic modal parameters are expected to change primarily because of variations in the spindle speed and the change in boundary conditions between the 0 rpm state and the machining operation state. The change in boundary conditions is attributable to the contact conditions present at the tool–work-piece interface during machining [6]. Gagnola et al. [7,8] proved the speed dependence of the dynamic stiffness of a machine tool using a finite element model followed by an experimental validation through a stability lobe analysis.

Faassen et al. [9] performed impulse tests at various spindle speeds in order to study the spindle speed dependency of the machine-tool dynamics. In that case, an end-mill could not be used since the spindle rotates while being hit by the impulse hammer. A cylindrical smooth tool replaced the end-mill and the spindle speed was varied from 0 to 25,000 rpm. Matti [27] replaced the real cutting tool with a simple smooth cylinder in order to enable the laser beam reflection. It is known that tool geometry has a direct impact on the tap test results, as demonstrated experimentally by Engin and Altintas [10] and Altintas [11], and so using an equivalent cylinder diameter is

Abbreviations: OMA, operational modal analysis; LSCE, least square complex exponential; ARMA, autoregressive moving average

* Corresponding author. Tel.: +1 514 396 8869; fax: +1 514 396 8530.

E-mail address: victor.songmene@etsmtl.ca (V. Songmene).

therefore not very adequate. In addition, a simple rotation test is different from a real machining operation, especially in terms of boundary conditions [12].

It is difficult to conduct tap tests at high speeds because the operation presents high injury risks, and thus violates health and safety regulations. Matti [27] presented a safe method for impulse testing at different spindle speeds without cutting, in which case a contactless dynamic spindle testing instrument for measuring speed dependency was used. The rotor excitation was performed by electromagnets which generated a magnetic force that acted on the rotor. Though this method developed by Matti [27] does not violate occupational safety regulations regarding human interaction with high-speed rotating spindles, it is however, not very representative of the conditions encountered during a normal machining operation.

It is interesting to evaluate the machine-tool's modal parameters during machining operations to see how they change as compared with the modal parameters measured at 0 rpm as this should help to control the cutting operation more effectively. However, it is very difficult to perform a tap test during the machining operation, and doing so presents high risks of injury. Some methods have been developed for estimating dynamic modal parameters at different speeds without cutting Matti [27].

The operational modal analysis (OMA) is a powerful tool for estimating a structure's modal parameters during operating conditions, and the measurements needed for conducting an OMA are simple and safe. With this method, it is possible to estimate the system modal parameters from an output signal without knowing the input signal, which is what is needed in machining operations. The tool is excited by the cutting forces generated during machining operations, and the idea is to estimate the dynamic tool response under this periodic excitation without the need for an input signal. The OMA is also recognized as an output-only analysis. Over the last few decades, many numerical methods have been developed for extracting modal parameters from output signals without knowing the input signal. The description of all possible techniques of OMA is beyond the scope of the present paper. Only a general overview of the three popular categories of the OMA methods will be presented:

- The Natural Excitation Technique (NExT) [13]: the autocorrelation and cross-correlation of time-signals are calculated, and the results are handled as impulse response functions. Some of the known methods falling under this technique are the least square complex exponential (LSCE) method (Brown et al., 1995), the poly-reference complex exponential (PRCE) method [14], the Ibrahim time domain method (ITD) [15], the single station time domain method [16], the eigen system realization algorithm (ERA) [34].
- The autoregressive methods based on discrete time data analysis: for example the autoregressive vector time-series modeling [17] and the autoregressive moving average vector (ARMAV) [18].
- The subspace identification methods, which assume that a structure excited by a white noise can be described by a stochastic space model. The modal parameters are obtained by eigenvalue decomposition.

Many authors compared the different methods of OMA [29] and figured out the advantages of each of these methods, based on industrial cases application. Hermans [29] demonstrated that none of the OMA existing methods is the ideal for all the applications. This means that each application needs a specific method. For example, many interesting researches were carried in the machining field to extract the dynamic parameters under

operating conditions using the ARMA method. Burney et al. [19] determined the dynamic parameters of a machine tool under working condition using a time-series technique (ARMA). The method was based on the analysis of the displacement signal between the tool and the work piece. The same authors used this technique to study further the dynamics of the machine tool under different cutting conditions [20]. Authors dealt with spindle revolutions speeds ranged from 40 to 302 rpm. Nicolescu [21] focused on the practical implementation and experimental test system for identifying and controlling the dynamic characteristics of a turning process. The ARMA method was used for online identification of the damping of the cutting system from the cutting force signal. The damping factor threshold value, which activates the controller, was set to 0.65%. If this value is achieved, the control system changes the cutting parameters to lower the cutting system damping. Vecchio [22] performed a dynamic analysis of a gantry milling machine using the LMS package for OMA. The machine excitation was the machine's natural movement, and no machining was performed. The authors compared the found results to that found using standard impact tests and correlated the observed differences to the machine movements.

One of the interesting applications of the OMA would be the generation of stability lobes based on extracted parameters from OMA. In fact, the modern theory of the stability lobes can be combined successfully with operational modal analysis for generating accurate stability charts. These charts allow accurate chatter avoidance and may be used for developing online control system. The extraction of modal parameters under industrial working conditions is challenging due to the presence of many harmonics. These harmonics make the identification more delicate. This presents a shortcoming for the industrial implementation of the existing approaches. The development of a complete methodology for applying the OMA for machining process may be of great benefit. In fact, online OMA signal processing will help to avoid long and repetitive impact testing to generate stability lobes. Besides, this will provide us "updated" stability lobes, where the machine elements wear is continuously considered.

The main goals of this research are (1) to develop a complete method for estimating the dynamic modal parameters of a machine-tool system under operating conditions, (2) to compare them with the results of conventional tap tests, (3) to use the found parameters for generating the stability lobes based and (4) to verify experimentally the generated stability lobes. To achieve these goals, two methods of OMA were chosen and applied to estimate the dynamic modal parameters of a machine-tool system during machining for known cutting conditions: the least square complex exponential method and the autoregressive moving average (ARMA) method.

This paper is organized as follows: Section 1 presents an investigation of the influence of the spindle revolution on the machine-tool natural frequency using a spectrogram analysis. The influence of the position and the contact on the dynamic modal parameter at 0 rpm is then presented. In Section 2, the experimental approach for conducting an operational modal analysis on a machine tool is presented. In the last section of the paper, the results obtained from the operational modal analysis are presented and discussed. A work summary and future works are presented in the conclusion.

2. Preliminary tests and analysis

2.1. Influence of the spindle revolution speed on dynamic modal parameters

The goal of this section is to experimentally determine whether the spindle revolution speed can affect the natural

frequencies of the machine tool. Using a spectrogram analysis, we can study the influence of the spindle revolution speed on natural frequencies; it also constitutes a useful tool for detecting the gyroscopic effect. However, with the spectrogram analysis, it is difficult to assess the damping ratio.

The experimental setup used in this section is presented in Fig. 1. All tests in the present paper were conducted on the same machine tool which is a CNC milling machine made by MAZAK the model is Nexus-410 A. First, the cutting tool was mounted on the spindle, and then a low mass, wide bandwidth accelerometer was placed at the free end of the non-rotative part of the spindle (Fig. 1a). The machine tool was set and run clockwise at a rotational speed of 10,000 rpm for 20 s without any cutting operation performed. The acquisition system was started 2 s earlier than the machine tool to ensure the recording of the accelerating period. The spindle acceleration signals were recorded in the Matlab data acquisition system at a 48 kHz sampling frequency. Fig. 1b presents a sample of an acceleration signal for a run-up-run-down-test. The obtained signals were then analysed using the spectrogram analysis. A sample of the results obtained through a spectrogram analysis is presented in (Fig. 1c), and interpretations of the results are presented in (Fig. 1d). The spectrogram is similar to an acceleration–deceleration diagram, and has three main components:

- The start-up time (acceleration), characterized by increasing curved lines; it is a transient time needed for the spindle to reach the programmed speed, and was less than 1 s for the studied machine tool.
- The permanent regime, distinguished by straight lines; it represents a permanent regime of the spindle.
- The slow-down regime (deceleration), characterized by decreasing curved lines; this is a deceleration transient time needed for the spindle to stop.

For a better visibility of the results, only the spectrogram analysis conducted on the start-up time (i.e., the acceleration

period) is presented. Fig. 2 presents a spectrogram analysis in the transient period during the machine-tool start-up. The testing time is presented on the abscise axis, and the frequencies are presented on the ordinate axis. The results are presented in 3D in order to show the reliefs and to better visualize the line intersections. The arrows in Fig. 2 show that the spindle rotation frequency crosses one of the natural frequencies of the machine tool. The first intersections are observed around 1500 Hz (Fig. 2, Detail I). The intersection is clearer at higher frequencies, and the “V” shape can clearly be observed in Fig. 2, Detail II. The details in Fig. 2 demonstrate experimentally that for the studied machine tool, the natural frequencies are speed dependent. The natural frequencies of the machine tool are therefore expected to change during the machining operation as well. One of the limitations of the spectrogram is that it cannot provide the

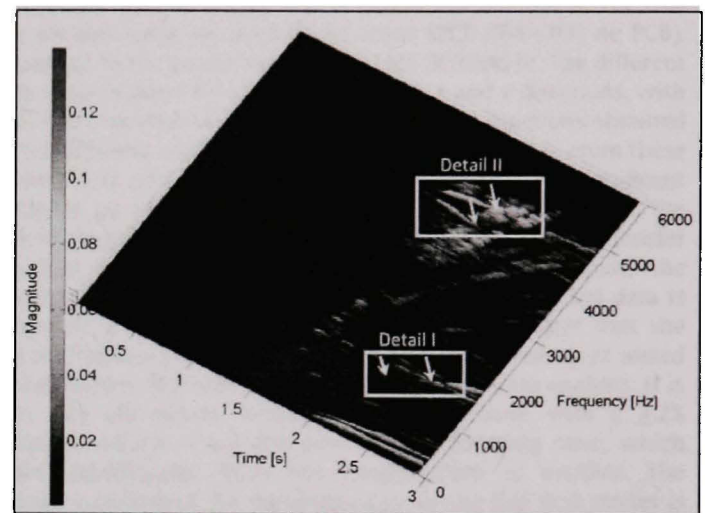


Fig. 2. Visualization of the influence of the spindle speed on the machine tool natural frequencies from spectrogram analysis. Arrows indicate an intersection between the machine tool natural frequency and the spindle revolution frequency.

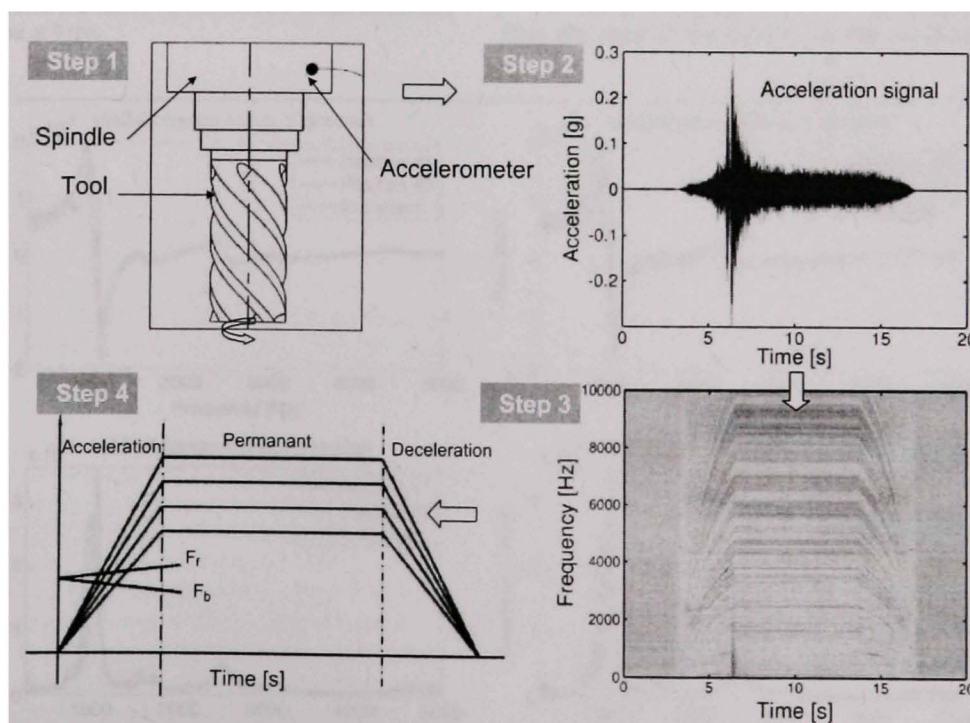


Fig. 1. Different steps for spectrogram analysis (Step 1) Experimental setup: end mill with an accelerometer on the free-end of the spindle, followed by a spindle rotation for a short time period (Step 2) Collected acceleration signal (Step 3) Spectrogram analysis of the acceleration–deceleration period time (Step 4) Interpretation of the spectrogram results: F_f forward frequency and F_b backward frequency (see [23] for more details).

damping ratios. In the following section, it will be demonstrated that with an experimental analysis, it is possible to show that the damping ratio is also not the same during the machining operation and the 0rpm test.

2.2. Influence of machine-tool-boundary conditions on dynamic modal parameters

The experimental setup for this section is presented in Fig. 3. As shown in Fig. 3a, the tool was first taped in position #1. In this position, there was no contact between the tool and the work piece. In a second step, the spindle was moved very close to the work piece without any contact, position #2 (Fig. 3b). The tap test in position #2 was necessary for further verification of whether the change in transfer function is due to the tool position or to the contact between the tool and the work piece. Finally, the tool was moved in a contact position with the work piece (Fig. 3c and d). The contact was realized by moving a thin paper placed between the tool and the work piece. In this scenario, if the thin paper cannot be moved, then the contact is considered to have been established. Once the contact is established the paper was suppressed and the impact test is conducted without it. The tool was excited using an impulse hammer (PCB-086-C03) de PCB), connected to the acquisition system LMS SCADAS III. The different tests were realized for all positions in the x and y directions, with each test repeated nine (9) times. The transfer functions obtained for the different configurations are presented in Fig. 4. From these results, it is obvious that the tool position has no significant influence on the transfer function at the tool tip. Besides, the tool-work-piece contact did not significantly modify the transfer function. Modal parameter data can be extracted from the measured transfer function. An example of the extracted data is presented in Table 1. The results in Table 1 confirm that the natural frequency is not significantly affected by the three tested configurations at 0rpm. Following a statistical data analysis, it is seen that the natural frequencies are the same, with a $\pm 2\%$ deviation, which is not the case for the damping ratio, which varied significantly from one configuration to another. The average variation of the damping ratio for the five first modes is $\pm 30\%$. The conclusions found were the same for the two directions (x and y), and it can be concluded that the damping ratio, unlike the natural frequencies, is influenced significantly by the machine-tool configuration during the tap test.

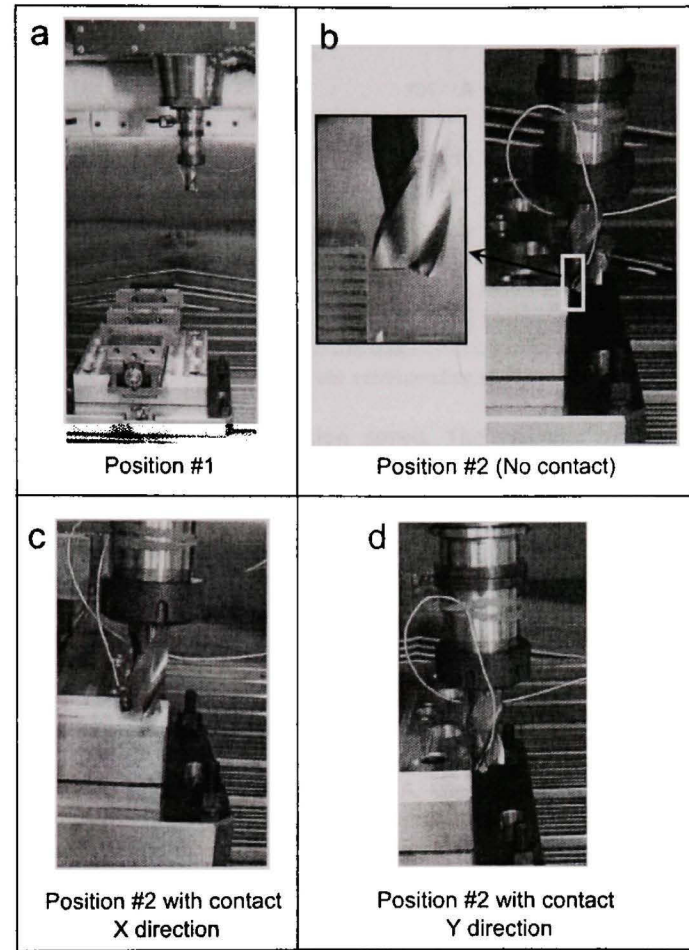


Fig. 3. The different configurations considered for estimation of modal parameters from a standard impact testing at 0rpm.

For the preliminary tests, the spectrogram analysis confirmed that the natural frequencies of the machine change significantly

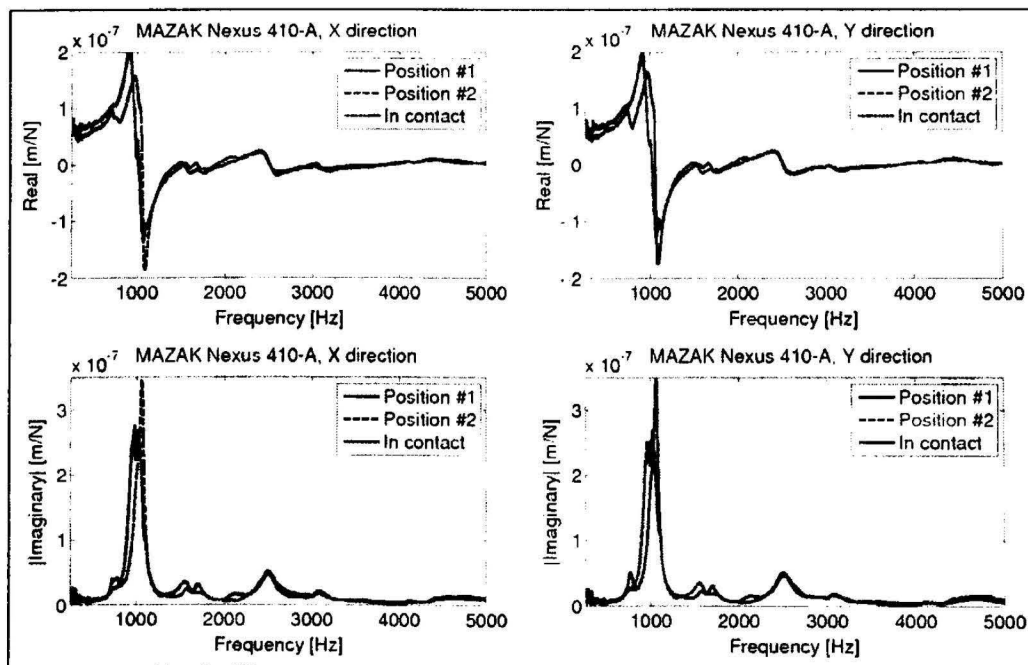


Fig. 4. Real and imaginary parts of the machine-tool transfer function in x and y directions for the three different configurations presented in Fig. 3.

Table 1
Modal parameters in the Direction and for the Mazak Nexus-410 machine tool.

	Position #1	Position #2	In contact
MODE 1			
ω_n (Hz)	764.38	758.55	725.73
ζ (%)	4.62	3.75	3.81
MODE 2			
ω_n (Hz)	1063.31	1057.66	1065.27
ζ (%)	4.83	2.31	6.24
MODE 3			
ω_n (Hz)	–	1571.29	1588.54
ζ (%)	–	2.13	3.11
MODE 4			
ω_n (Hz)	1690.50	1700.28	1693.25
ζ (%)	2.60	1.19	2.66
MODE 5			
ω_n (Hz)	2513.58	2466.58	2543.36
ζ (%)	4.51	3.62	4.58

ω_n , the natural frequency and ζ , the corresponding damping ratio.

with the spindle revolution speed. The changes in the tool-boundary conditions at 0 rpm significantly influence the damping ratio. These two conclusions were confirmed for non-machining conditions (the run-up-run-down test and the tap test at 0 rpm). During machining, both boundary conditions and the spindle revolution speed change, and so the dynamic modal parameters are also expected to change during the machining operation, which is not the case with those estimated at 0 rpm.

3. Experimental method

Two methods (LSCE and ARMA, the necessary equations for these methods are detailed in Appendix A) were used to estimate the natural frequencies and the damping ratios from the acceleration signals collected in two directions, X and Y (Fig. 5):

- A low mass, wide bandwidth accelerometer (# 4 in Fig. 5) was placed on the work piece (#6 in Fig. 5) to measure the acceleration in the feed direction (accelerometer reference : PCB-352-C34).
- A second accelerometer (PCB-352-C34) with the same specification (#5 in Fig. 5) was attached to the free part of the non-rotating part of the spindle (#1 in Fig. 5) perpendicular to the feed direction.
- Both accelerometers were connected to a high frequency data acquisition card (Data Translation DT-9837)
- The acceleration signals were recorded in the Matlab data acquisition system at a 48kHz sampling frequency.
- A table dynamometer (#3 in Fig. 5, Kistler 9255-B) was used to measure the cutting forces in the two directions. The cutting forces acted as the tool excitation signal, and their profile was used in checking the stability of the cutting process.

To apply the approach proposed in this study, the cutting conditions were varied to verify whether their variation influences the machine-tool dynamic response. It is preferable to use that stable cutting conditions when conducting the OMA. To ensure that, the stability lobes for the machine-tool were generated using the theory of Budak and Altintas (1995). Fig. 6 presents the stability lobes of the studied machine tool for a half-immersion up-milling test of the 7075-T6 aluminum alloy. Table 2 summarizes the cutting conditions used during the experimental study. Fig. 7 presents the acceleration signals for one spindle revolution; these signal amplitudes have a smooth profile if there is no sudden increase, meaning that the chosen

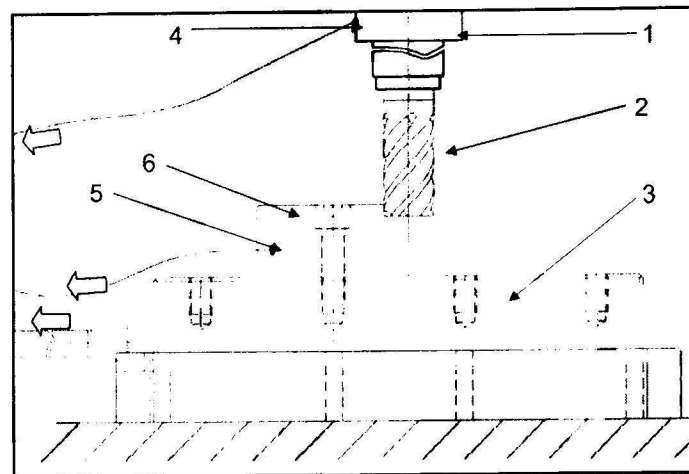


Fig. 5. Schematization of the experimental setup: 1—non-rotative part of the spindle, 2—a three flute carbide end mill, 3—Kistler dynamometer [9255-B], 4—accelerometer #1 (PCB 352C34), 5—accelerometer #2 (PCB 352C34), 6—workpiece AA7075-T6. Arrows indicate the data transfer to the Matlab-based data acquisition system.

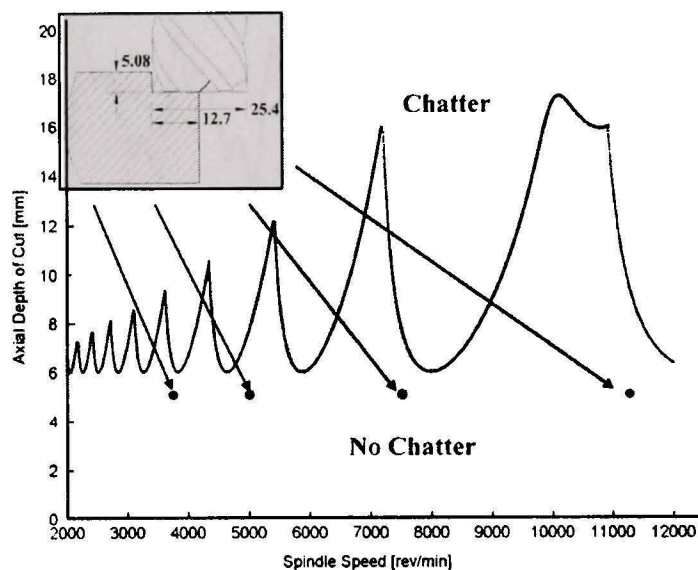


Fig. 6. Choosing of stable cutting conditions using the stability lobes. The dots represent the cutting conditions reported in Table 2 (dimensions are in mm). The considered material is the 7075-T6 aluminum alloy.

conditions are mainly stable in terms of the plotted stability lobes. These signals will be used to conduct the OMA with two numerical methods (LSCE and ARMA).

4. Results and discussions

Fig. 7 presents the acceleration signal and the cutting force signal in the normal direction to the feed, during a half-milling operation. A good similarity was observed between the two signals, and these signals would later be used in estimating the modal parameters of the machine tool. Only the effective cutting time period was used for the operational modal analysis. The signals must contain at least 20,000 data points, failing which a convergence problem will be encountered. The used algorithm for estimating the system natural frequency through OMA is explained in Appendix B. Fig. 8 presents the results of the operational modal analysis using the ARMA method, for an 11,284 rpm spindle speed (test #4). In this figure, the system's

Table 2

Summary of the cutting conditions for the experimental tests. Case I conditions were used for extracting the modal parameters.

Case	Test #	Axial depth (mm)	Radial depth (mm)	Cutting speed (m/min)	Revolution speed (rpm)	Feed (mm/tooth)
I	1	5.08	12.7	300	3761.47	0.203
	2	5.08	12.7	400	5015.30	0.203
	3	5.08	12.7	600	7522.94	0.203
	4	5.08	12.7	900	11284.42	0.203
II	5	2.54	12.7	300	3761.47	0.203
	6	2.54	12.7	400	5015.30	0.203
	7	2.54	12.7	600	7522.94	0.203
	8	2.54	12.7	900	11284.42	0.203
II	6	2.54	12.7	400	5015.30	0.203
	9	3.00	12.7	400	5015.30	0.203
	10	3.50	12.7	400	5015.30	0.203
	11	4.00	12.7	400	5015.30	0.203
	12	4.50	12.7	400	5015.30	0.203
	13	5.00	12.7	400	5015.30	0.203
	2	5.08	12.7	400	5015.30	0.203
	14	5.58	12.7	400	5015.30	0.203

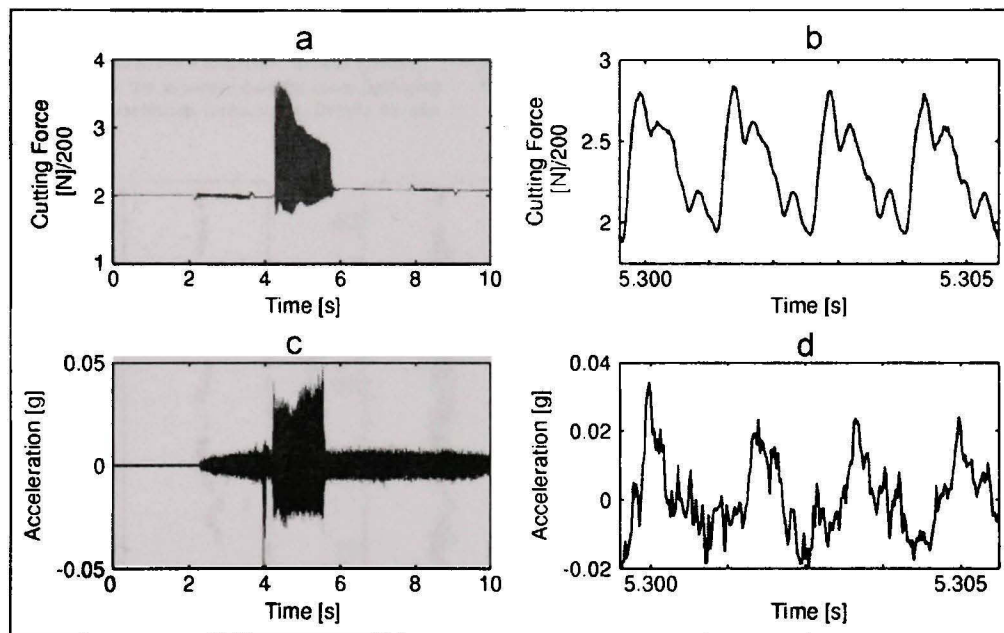


Fig. 7. The cutting force and the acceleration signals for cutting conditions of test # 3 in Table 2: (a) Force signal for the whole acquisition time including the 2 s effective machining time. (b) Force profile for one tool revolution. (c) Acceleration signal for the whole acquisition time including the 2 s effective machining time. (d) Acceleration profile for one tool revolution.

potential-natural frequencies are presented on the abscise axis and the model order are on the ordinate axis. The model order refers to the number of the natural frequencies found when running the algorithm. For example, with a 50-order model, the ARMA algorithm will generate 50 possible solutions for the system, and the found solution will be between 0 Hz and half of the sampling frequency.

Fig. 8 presents a sample of a stability diagram, which presents the model order and the solutions found for the order. Theoretically, if a natural frequency were to appear at any order, there would be a high probability that it was a natural system frequency. Because of the existence of the periodic excitation, we cannot rely only on this criterion in choosing natural frequencies, and other additional criteria must be fulfilled before a potential-natural frequency can be confirmed as a natural frequency. To eliminate the excitation frequencies, we superposed the stability diagram system in the *x* direction over the stability diagram in the *y* direction. For a given frequency, if the results in

the two directions are exactly the same, the retrieved frequency is therefore not a natural frequency, but rather, is an excitation frequency. This notion is illustrated in Fig. 8. In this figure, the cross-symbols present the system's solution in the *x* direction and the diamond symbols present the system solution in the *y* direction. We can observe, for example, a full superposition for the 749 Hz frequency (Fig. 8, Detail #1) which corresponds to the 4th harmonic of the tooth passing frequency. In Fig. 8 (Detail #3), the two solutions converge to the same final value, which is the 6th harmonic of the tooth passing frequency (1125 Hz). This means that this frequency is not a potential-natural frequency. With this approach used, the majority of the excitation frequencies were discarded. In Fig. 8 (Detail #2), a non-superposition between two systems' solutions (897 and 938 Hz) can be observed, with one of these two frequencies probably being a natural frequency: 938 Hz is the 5th harmonic of the tooth passing frequency, but 900 Hz is not a multiple of this frequency, thus 900 Hz can be considered as a probable natural frequency. For the

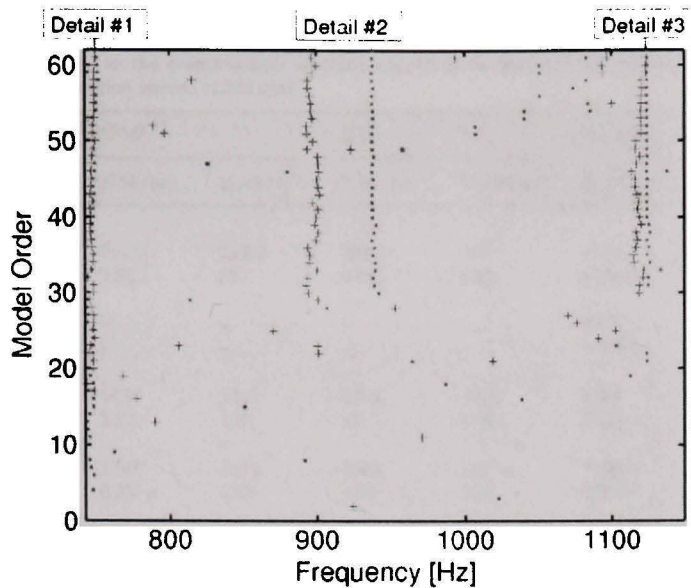


Fig. 8. Frequency stability diagram using autoregressive moving average method (ARMA), the treated acceleration signals are from test #4 in Table 2. The black cross-symbols (+) present the results in the x direction; the dot symbols (.) present the results in the y direction. Notice the superposition for some frequencies: these frequencies are very probably the excitation frequencies (Details #1 and #3).

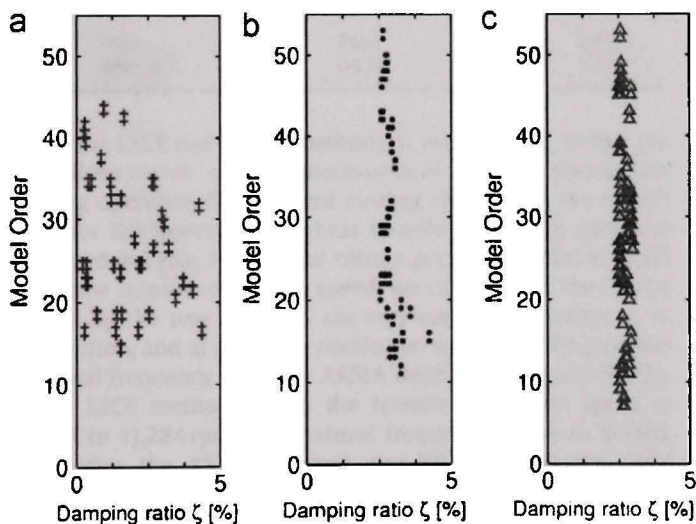


Fig. 9. Damping ratio stability diagram using ARMA method: (a) unstable damping ratio; (b) converging damping ratio and (c) stable damping ratio.

frequencies retained, a second test needed to be passed before the frequency could be considered a natural system frequency: the damping ratio could not be null or very low (equal to or less than 0.05%). Using this method, we eliminated some doubtful frequencies, in which a complete superposition in the two directions was not observed. For the frequencies that met the first and the second criteria, we looked for the stability diagrams of their damping ratios. If the damping ratio converged to a stable value, then the frequency could be considered as a natural frequency, otherwise, the frequency was discarded. Fig. 9 presents samples of stability diagrams for most of the cases encountered during the operational modal analysis of the collected signals during a machining operation. In a damping stability diagram, the model damping ratio is presented on the x-axis and the model order on the y-axis. Theoretically, for a natural frequency, the damping ratio will converge to a non-null value (Fig. 9b and c). If no

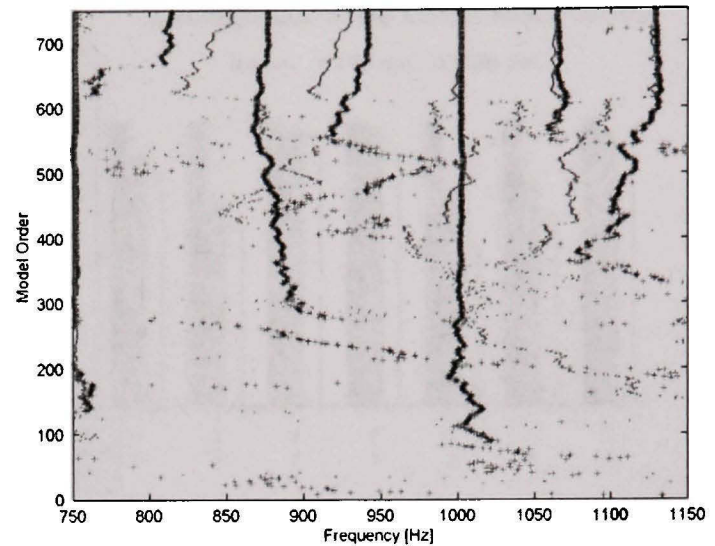


Fig. 10. Frequency stability diagram using the least square complex exponential method (LSCE) method, the treated signals are from test #1. The black cross-symbols (+) present the results in the x direction; the red dot symbols (.) present the results in the y direction.

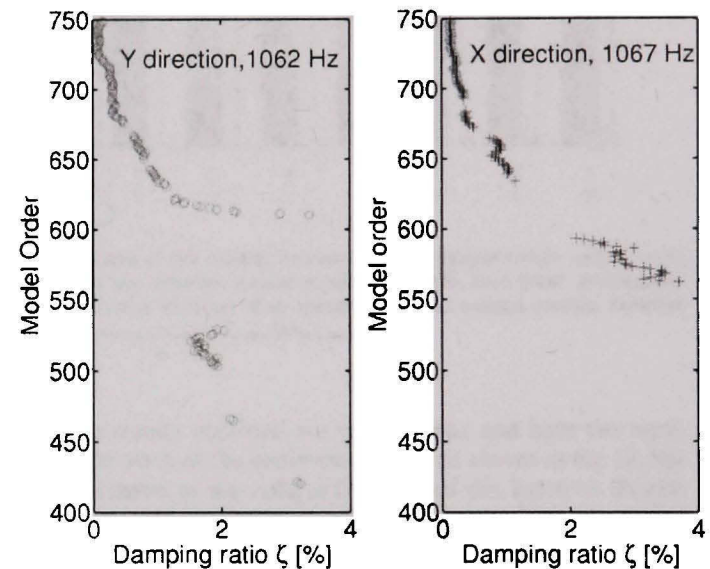


Fig. 11. Damping stability diagram for the two frequencies 1062 and 1067 Hz observed in Fig. 10.

convergence is observed, the frequency in question is not a natural frequency (Fig. 9a).

Another numerical method (LSCE) was used to confirm the validity of the results. Fig. 10 presents the frequency stability diagram for the results of test #1, using the least square complex exponential method. The procedure for making a decision regarding natural frequencies was the same as the one used for the ARMA analysis. The method allowed us to find the natural frequencies in the two directions as well as their corresponding damping ratios. Fig. 10 shows two near-frequencies (1062 Hz in the x direction and 1064 Hz in the y direction). They are close to the 0rpm natural frequency range, but however, they are multiples of the tooth passing frequency. To verify whether these two frequencies are natural frequencies, the damping ratio stability diagram is plotted in Fig. 11. The results presented confirm that they are indeed not natural system frequencies, but rather, are harmonics of the tooth passing frequency.

Table 3

Comparison of the machine-tool modal parameters generated using ARMA and LSCE methods for the lowest spindle revolution speed (3761 rpm) and the highest spindle revolution speed (11,284 rpm)

Modes	ARMA		LSCE		Tap test
	3761 rpm	11,284 rpm	3761 rpm	11,284 rpm	
y direction					
Mode 1	731.6	722.9	733.8	705	749.5
ω_n (Hz)	0.5%	6%	0.7%	6.9%	4.06%
ζ (%)					
Mode 2	-	-	-	-	1065
ω_n (Hz)	-	-	-	-	6.24%
ζ (%)					
Mode 3	1498	1462	1492	1480	1579
ω_n (Hz)	2.5%	1.1%	3%	0.96%	2.62%
ζ (%)					
Mode 4	1697	1678	1683	1621	1694.7
ω_n (Hz)	0.2%	1.0%	1.2%	1.3%	2.15%
ζ (%)					
Mode 5	2504	2438	2504	2446	2507.9
ω_n (Hz)	1.3%	0.9%	0.95%	0.56%	4.24%
ζ (%)					
x direction					
Mode 1	939	900	930	897	986
ω_n (Hz)	0.7%	0.5%	2%	0.5%	10%
ζ (%)					
Mode 2	1504	1453	1450	1380	1563
ω_n (Hz)	1.2%	5.9%	1.5%	7%	4.7%
ζ (%)					
Mode 3	2469	2361	2454	2422	2491
ω_n (Hz)	0.6%	2.6%	0.55%	1.65%	4.4%
ζ (%)					

Using the LSCE and ARMA methods, it was possible to find the natural frequencies of the machine-tool system during the machining operation for different cutting conditions. The results analysis for the lowest and highest spindle revolution speeds is summarized in Table 3. From the results presented in Table 3 and for the same spindle revolution speed, we can see that the results generated by the two methods are very similar. For example, in the x direction, and at a spindle revolution speed of 3761 rpm, the first natural frequency from the ARMA method is 939 and 930 Hz from the LSCE method. When the spindle revolution speed is increased to 11,284 rpm, this natural frequency drops to 900 Hz (900 Hz from the ARMA method and 897 Hz from the LSCE method); when the spindle revolution speed is increased from 3761 to 11,284 rpm, all machine-tool natural frequencies decrease, due to many interrelated factors, including the gyroscopic effects and the friction conditions. These two factors are known to be speed dependent. When observing the values for damping ratios presented in Table 3, we can notice that the two numerical methods used for the identification (ARMA and LSCE) give different values. It should be noted that the reported values are the average values obtained when the damping ratio begins to stabilize.

The modal parameters at 0 rpm are compared with the modal parameters during machining (Table 3). Firstly, it can be observed that the modal parameters measured at 0 rpm are different from the modal parameters estimated from the OMA during the machining operation. This conclusion is in concordance with the experimental results reported by Matti [27] and Gagnola et al. [7,8] for non-machining conditions conducted at 0 rpm and at variable spindle speeds.

Fig. 12 presents the relative variation $([\omega_{n-machining} - \omega_{n-0rpm}] / \omega_{n-0rpm})$ of the natural frequencies compared with the reference natural frequency (the 0 rpm natural frequency) for the lowest spindle revolution speed (3761 rpm) and the highest spindle speed (11,284 rpm). Even if the two methods do not give the same

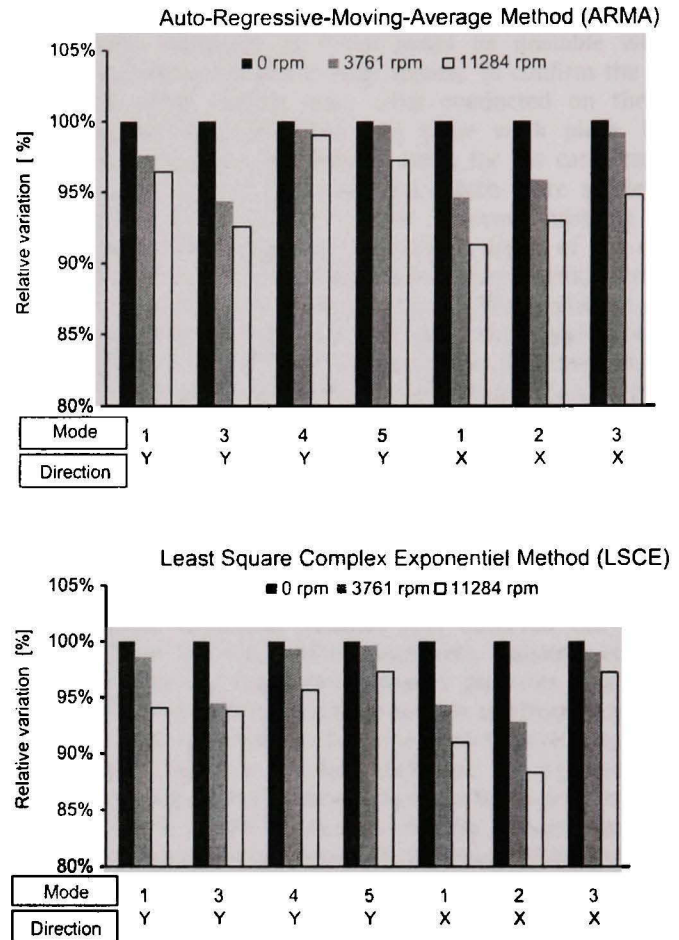


Fig. 12. Variation of the natural frequencies of the machine-tool system when machining at two different spindle revolution speeds. Each graph presents the frequencies relative variation of an operational modal analysis method. (Relative variation = $(\omega_{n-machining} - \omega_{n-0rpm}) / \omega_{n-0rpm}$.)

values, the results obtained are very similar, and have the same tendency for each of the observed modes. As shown in Fig. 12, the relative variation of the natural frequencies lies between 0% and 8%, with the lowest variation observed for the highest natural frequencies: 1% for ω_{nx-3} (2491 Hz) when increasing the spindle revolution speed from 0 to 3761 rpm. The highest variation is observed for the first modes: 6% for ω_{ny-1} (749.5 Hz) when increasing the spindle revolution speed from 0 to 11,284 rpm. In Fig. 12, it can be noticed that the variation at 3761 rpm is smaller than the variation at 11,284 rpm, which confirms that during the machining operation, the spindle revolution speed significantly influences the machine tool's natural frequency.

The two methods employed gave similar values for the damping ratio for the tested cutting conditions; these ratios were found to be speed dependent, but however, no general tendency was observed for the variation of the damping ratio. For example, for the first mode in the x direction (ω_{nx-1}) the damping ratio was estimated at 4.06% for the 0 rpm test, and decreased to 0.5% when the spindle speed was set at 3761 rpm, then increased again at 6% at 11,284 rpm. For the second mode (ω_{nx-2}), the variation of the damping was completely different. In fact it increased at 3761 rpm, and then decreased at 11,284 rpm. Generally, the damping is highly influenced by the spindle speed and the boundary conditions, with the variation being 2–10 times the damping ratio found in 0 rpm tap tests. That means that the 0 rpm results are not representative of the machine-tool dynamic state during machining.

To visualize the influence of the variation of modal parameters on the stability lobe diagrams, the lobes were plotted for three different cases: with the modal parameters at 0 rpm, with the modal parameters at 3761 rpm, and with the modal parameters at 11,284 rpm. The results obtained are presented in Fig. 13, which shows that the spindle speed and the friction at the tool tip can significantly alter the stability lobes. It can be observed that stability lobes (#1) and (#2) are very similar especially at low spindle speeds, while stability lobes (#3) deviate more and are two millimetres lower than the two others. This means that some

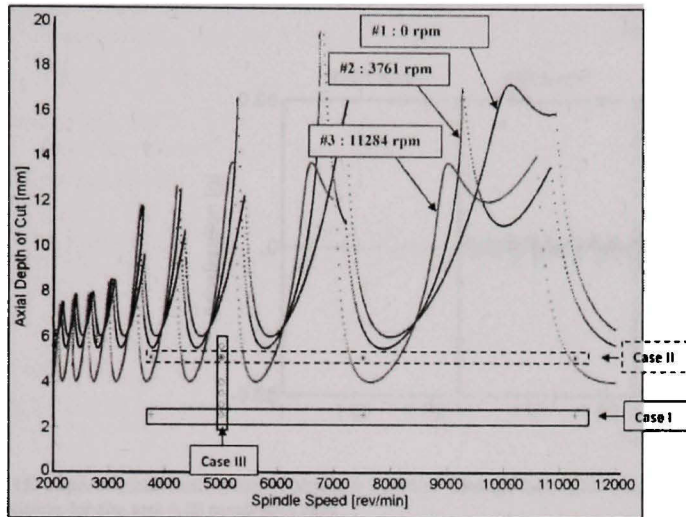


Fig. 13. Analytical stability lobe diagrams generated for different modal parameters, lobes #1 from 0 rpm impact test, lobes #2 from modal parameters at 3761 rpm, and lobes #3 from estimated modal parameters at 11,284 rpm. A half-immersion up-milling test of the 7075-T6 aluminum alloy. The symbols (+,*,o) present experimentally tested conditions. Cases I and II are treated in Figs. 14 and 15.

depths of cut that are found to be stable with the modal parameters estimated at 0 rpm could be unstable with the modal parameters found at high speeds. To confirm the results obtained, other cutting tests were conducted on the same machine, on the same tool and same work piece. Fig. 13 presents a report on the stability lobes for the cases tested. It can be seen that some conditions which were stable when interpreted using "static" lobes become unstable when interpreted using "dynamic" lobes (i.e., depth of cut of 5.08 mm@11,284 rpm in Fig. 13, this point was interpreted in term of its relative position to the stability lobe #3). We conducted cutting tests at low depths of cut (2.54 mm) and then at higher depths of cut (5.08 mm). For the three stability lobes presented in Fig. 13, Case I is stable at any spindle revolution speed. In fact, for the Case I, the positions of the depths of cut relatively to the border of the stability lobes remain unchanged. However, the 5.08 mm@11,284 rpm depth of cut is stable for lobes #1 and #2, but seems to be not for lobes #3, depending on its relative position to the lobes.

To confirm experimentally the stability or the instability of a given cutting conditions many authors used the acoustic mean square signal [24]. Burney et al. [20] considered the ranges of the peak-to-peak vibrations. Altintas [11] observed the resultant cutting force and the surface roughness. Kuljalnic et al. [25] suggested that the regenerative chatter produces a variation of cutting force signal feature in time domain and frequency domain. In this study, we observed first the peak-to-peak amplitude of acceleration signal in the feed direction. Fig. 14 presents the acceleration signal in the normal direction to the feed for the two cases (I and II). It can be observed that for the low depth of cut (2.54 mm, Case I) the peak-to-peak amplitude of the acceleration signal increases very slightly with an increased spindle speed. However, for the high depth of cut (5.08 mm Case II), there is a sudden decrease in this amplitude for the second cutting test (5.08mm@5015 rpm) which is, most probably, due to the stability of the cutting operation (Fig. 15).

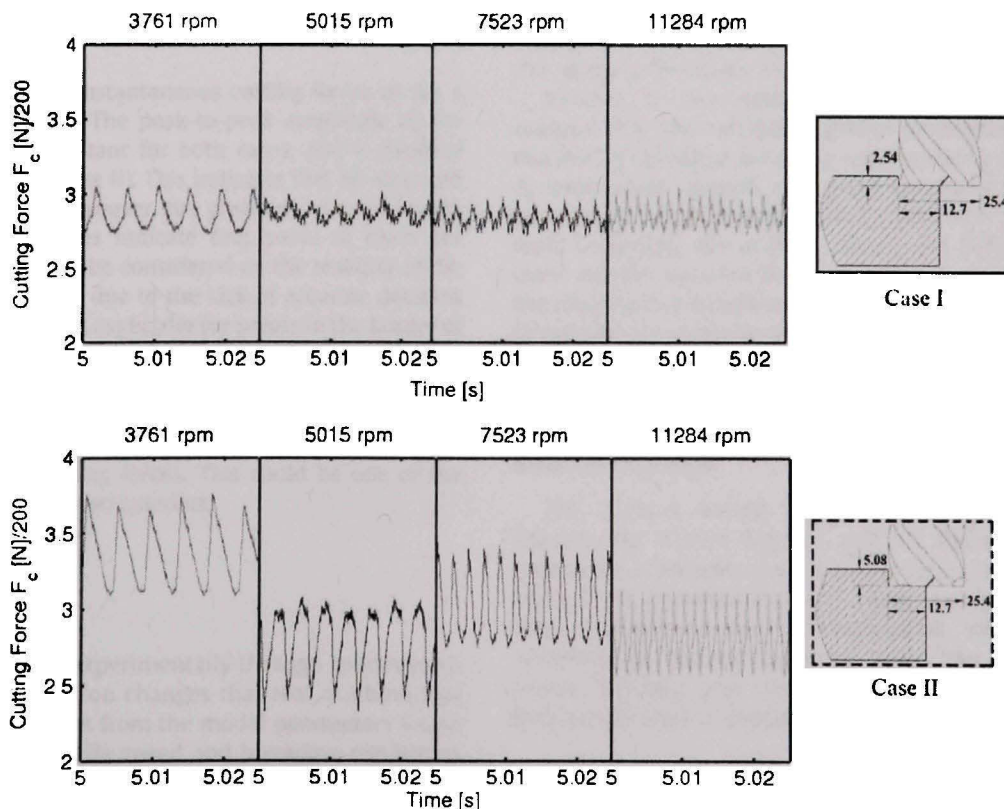


Fig. 14. Experimental verification of absolute stability for two cases using the amplitude of the cutting force F_c . Observe the very slight change in the cutting force for Case I for different spindle speeds at a constant depth of cut (2.54 mm).

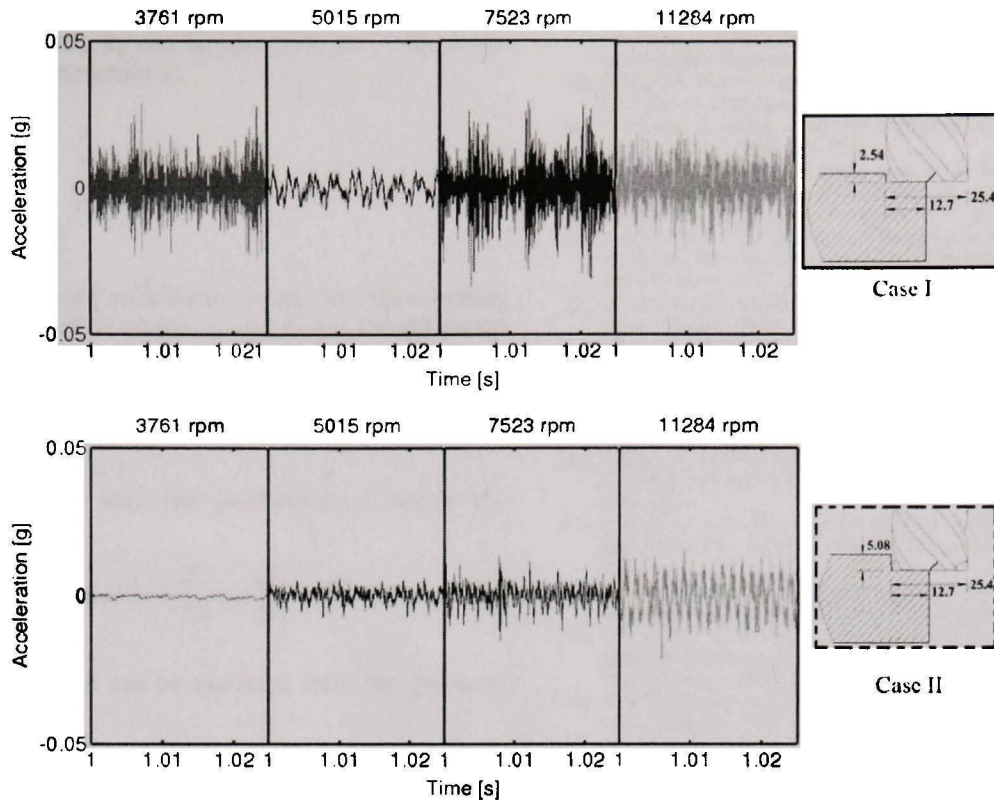


Fig. 15. Experimental verification of absolute stability through two cases using the amplitude of the acceleration signal. Observe the sudden decrease of the acceleration amplitude for the test 5.08 mm@5015 rpm.

It is known that the determination of chatter occurrence cannot rely on single information due to the random nature of the machine-tool chatter. Thus, the resultant cutting force was observed also. For each cutting condition, the cutting force F_c was calculated as follows:

$$F_c(t) = \sqrt{F_x^2(t) + F_y^2(t)} \quad (1)$$

where $F_x(t)$ and $F_y(t)$ are the instantaneous cutting forces in the x and y directions, respectively. The peak-to-peak amplitude of the resultant cutting force is constant for both cases, and it doubled from 60 N (Case I) to 120 N (Case II). This indicates that all observed points are, probably, stable. However, the positions of some points relatively to the stability lobes indicate that some of them are unstable. No final decision can be considered on the stability of the tested points in Case II. This is due to the lack of accurate decision criterion for chatter occurrence, especially for points in the border of the lobes. Then, the dynamic stability lobes may be useful if they can be validated experimentally based on reliable criteria, which need further investigations. Finally, the dynamic stability lobes can be a useful tool for the detection of some cutting depths that can increase significantly the cutting forces. This could be one of the shortened life span of high-speed spindles.

5. Conclusions

It has been demonstrated experimentally through spectrogram analysis and boundary condition changes that real machine-tool modal parameters are different from the modal parameters found at 0 rpm. Changes in the spindle speed and boundary conditions during machining influence the machine-tool's dynamic parameters. In this study, the operational modal analysis was applied to the machining field in order to obtain a better estimation of the machine-tool dynamic parameters observed during machining at

high speeds. A complete methodology for applying the OMA to generate the stability lobes was developed and successfully applied under real working conditions and actual state of the machine tool. This methodology is a useful tool for industrial environment. First, all system nonlinearities will be considered during the estimation of the modal parameters. Secondly, the long impact tests can be avoided. Finally the online implementation of this method for online avoidance of chatter is feasible.

Besides, it was demonstrated through operational modal analysis that the estimated modal parameters seen during the machining operation are more representative of the machine-tool dynamic state. Indeed, the lobes generated with the dynamic parameters found from the operational modal analysis can predict more accurately the stability zones. The difference between the static and the dynamic stability lobes was estimated at 2 mm, for the investigated conditions. Thus, it was found that some depths of cut that are stable in terms of stability lobes obtained at 0 rpm impact tests become unstable when interpreted in terms of dynamic stability lobes.

Acknowledgement

The authors would like to acknowledge Professor Marc Thomas, Mr Martin Gagnon and Mr Pascal Clement for their interesting comments during this project. The acknowledgement also goes to PhD students Bechir Badri and Khalid Ayat-Saghir for their assistance in the experimentation. We would also like to acknowledge financial supports from The Aluminum research center (REGAL) and the Natural Sciences and Engineering Research Council of Canada (NSERC).

Appendix A. Theory of the OMA

If a system is excited by a stationary white noise, the correlation structure $R_{ij}(T)$ between the response signals i and j

at a time interval T is similar to the response of the structure at i due to an impulse j [30]. R_{ij} can be expressed in terms of the complex modes of the structure as

$$R_{ij}(k\Delta t) = \sum_{r=1}^{2N} C_{rij}' e^{s_r k \Delta t}$$

where

$$s_r = -\omega_r \zeta_r + i\omega_r \sqrt{1 - \zeta_r^2}$$

C_{rij} is a constant associated with the r th mode, Δt is the sampling frequency, N the number of modes, ζ_r and ω_r are the r th modal damping ratio and non-damped natural frequency, respectively.

There exists a Porony equation, with $\exp^{s_r t}$ being roots

$$\beta_0 + \beta_1 V_r^1 + \beta_2 V_r^2 + \dots + \beta_{2N-1} V_r^{2N-1} + V_r^{2N} = 0$$

where $V_r^k = e^{s_r k \Delta t}$ and $\beta_{2N} = 1$.

We can demonstrate that the coefficients β satisfy the following equation:

$$\sum_{k=1}^{2N} \beta_k R_{ij}(k\Delta t) = \sum_{k=1}^{2N} (\beta_k \sum_{r=1}^{2N} C_{rij}' V_r^k) = \sum_{r=1}^{2N} (C_{rij}' \sum_{k=1}^{2N} \beta_k V_r^k) = 0$$

Then the coefficients β can be extracted from the following equation:

$$\beta_0 R_{ij}^0 + \beta_1 R_{ij}^1 + \beta_2 R_{ij}^2 + \dots + \beta_{2N-1} R_{ij}^{2N-1} = -R_{ij}^{2N}$$

If the same procedure is repeated for many correlations functions and the corresponding equations are associated, the following system will be obtained:

$$\begin{bmatrix} R_{ij}(t_0) & R_{ij}(t_1) & \dots & R_{ij}(t_{2N-1}) \\ R_{ij}(t_1) & R_{ij}(t_2) & \dots & R_{ij}(t_{2N}) \\ R_{ij}(t_2) & R_{ij}(t_3) & \dots & R_{ij}(t_{2N+1}) \\ \vdots & \vdots & \dots & \vdots \end{bmatrix} \{\beta\} = - \begin{bmatrix} R_{ij}(t_{2N}) \\ R_{ij}(t_{2N+1}) \\ R_{ij}(t_{2N+2}) \\ \vdots \end{bmatrix}$$

A solution for the above can be found using the least square method or the autoregressive moving average. The roots of the matrix characteristic equation formulated in the time domain are in the z -domain and must be converted to the frequency domain [31].

Appendix B. Used algorithm

- Step 1: Data acquisition for different cutting conditions.
- Step 2: Calculate the auto and cross-correlation functions.
- Step 3: Modal parameters extraction using the LSCE method.
- Step 4: Convert roots from z -domain to frequency domain.
- Step 5: Plot the frequency stability diagrams.
- Step 6: Discard tooth passing frequency harmonics.
- Step 7: For the stable frequencies, plot the damping stability diagrams.
- Step 8: Make final decision.

More detailed algorithms can be found in [30–33].

References

- [1] S.A. Jensen, Y.C. Shin, Stability analysis in face milling operations. Part 1: experimental validation and influencing factors, *Journal of Manufacturing Science and Engineering—Transactions of the ASME* 121 (4) (1999) 600–606.
- [2] S. Tobias, W. Fishwick, Theory of regenerative machine tool chatter, *Engineer* 205 (1958) 16–23.
- [3] Tlusty, J., Polacek, M., 1963. The stability of machine tools against self-excited vibrations in machining, in: *Proceedings of the ASME International Research in Production Engineering*, Pittsburgh, USA, pp. 465–474.
- [4] H. Merritt, Theory of self-excited machine tool chatter, *Journal of Engineering for Industry—Transactions of the ASME* 87 (1965) 447–454.
- [5] Y. Altintas, E. Budak, Analytical prediction of stability lobes in milling, *CIRP Annals* 44 (1) (1995) 357–362.
- [6] S.A. Jensen, Y.C. Shin, Stability analysis in face milling operations. Part 2: experimental validation and influencing factors, *Journal of Manufacturing Science and Engineering—Transactions of the ASME* 121 (4) (1999) 606–615.
- [7] V. Gagnola, B.C. Bouzgarroua, P. Raya, B. Barra, Model-based chatter stability prediction for high-speed spindles, *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 47 (2007) 1176–1186.
- [8] V. Gagnola, B.C. Bouzgarroua, P. Raya, B. Barra, Stability-based spindle design optimization, *Journal of Manufacturing Science and Engineering—Transactions of the ASME* 129 (2007) 407–415.
- [9] R.P.H. Faassen, N. Wouw, J.A.J. Oosterling, H. Nijmeijer, Prediction of regenerative chatter by modeling and analysis of high-speed milling, *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 43 (2003) 1437–1446.
- [10] S. Engin, Y. Altintas, Mechanics and dynamics of general milling cutters. Part I: helical end mills, *Journal of Machine Tools and Manufacture* 41 (2001) 2195–2212.
- [11] Y. Altintas, *Manufacturing Automation: Metal Cutting Mechanics, Machine Tool Vibrations, and CNC Design*, Cambridge University Press, Cambridge, 2000.
- [12] T.L. Schmitz, Predicting high-speed machining dynamics by substructure analysis, *Annals of the CIRP* 49 (2000) 303–308.
- [13] G.H. James, T.G. Crane, R.S. Edmunds, Star Missile analysis of first flight data using the natural excitation technique, *Journal of Analytical and Experimental Modal Analysis* 10 (4) (1995) 260–277.
- [14] H. Vold, J. Kundrat, G.T. Rocklin, R. Russel, A multi input model estimation for mini-computers, *SAE Technical Paper Series* (890194), 1982.
- [15] S.R. Ibrahim, E.C. Mickulick, The experimental determination of vibration parameters from time responses, *Shock and Vibration Bulletin* 47 (4) (1977) 183–198.
- [16] S.A. Zaghlool, Single station time domain (sstd) vibration testing technique: theory and application, *Journal of Sound and Vibration* 72 (2) (1980) 205–234.
- [17] D. Otte, Q. Yang, P. Sas, Analysis of multivariate operating response data by means of ARV time series modelling techniques, in: *Nineteenth International Seminar on Modal Analysis (ISMA 19)*, Leuven, Belgium, 1994.
- [18] W. Gresch, Estimation of the autoregressive parameters of a mixed autoregressive moving average time series, *IEEE Transactions on Automatic Control* AC 15 (1970) 583–588.
- [19] F.A. Burney, S.M. Pandit, S.M. Wu, Stochastic approach to characterization of machine tool system dynamics under actual working conditions, *Transactions of the ASME*, May 1976, pp. 614.
- [20] F.A. Burney, S.M. Pandit, S.M. Wu, New approach to analysis of machine-tool system stability under working conditions, *Journal of Engineering for Industry—Transactions of the ASME* 99 (3) (1977) 585–589.
- [21] C.M. Nicolescu, On-line identification and control of dynamic characteristics of slender workpieces in turning, *Journal of Materials Processing Technology* 58 (4) (1996) 374–378.
- [22] A. Vecchio, A modal based approach to assess dynamic behaviour of structural alternatives in machinery, in: *Proceedings of the 2002 International Conference on Noise and Vibration, ISMA*.
- [23] B. Badri, M. Thomas, S. Sassi, I. Zaghbani, V. Songmene, A.A. Lakis, N. Mureithi, Étude du comportement des roulements dans les rotors tournant à haute vitesse, *CIRI2009*, 10–13 May, Reims, France (in French).
- [24] T. Delio, J. Tlusty, S. Smith, Use of audio signals for chatter detection and control, *Journal of Engineering for Industry* 114 (1992) 146–157.
- [25] E. Kuljanic, G. Totis, M. Sortino, Development of an intelligent multisensor chatter detection system in milling, *Mechanical Systems and Signal Processing* 23 (5) (2009) 1704–1718.
- [27] R. Matti, Non-contactless measurement of tool vibration in milling machine, *Ph.D. Thesis*, 2007.
- [29] L. Hermans, H. van der Auweraer, Modal testing and analysis of structures under operational conditions, *Industrial Applications Mechanical Systems and Signal Processing* 13 (1999) 193–216.
- [30] P. Mohanty, 2005. Operational modal analysis in the presence of harmonic excitations, *Ph.D. Thesis*, Delft University.
- [31] Lennart Ljung, *System Identification: Theory for the User*, Prentice-Hall, Inc., Englewood Cliffs, NJ, 1987.
- [32] D.L. Brown, R.J. Allemang, R. Zimmerman, M. Mergeay, 1979. Parameter estimation techniques for modal analysis, *SAE Technical PAPER Series* (790221).
- [33] D.L. Brown, R.J. Allemang, R.D. Zimmerman, M. Mergeay, Parameter estimation techniques for modal analysis, *SAE Paper No. 790221*, *SAE Transactions*, vol. 88, 1979, pp. 828–846.
- [34] J. Juang, R.S. Pappa, An eigensystem realization algorithm for modal parameters identifications and model reduction, *Journal of Guidance, Control and Dynamics* 8 (5) (1985) 620–627.

BIBLIOGRAPHIE

- [1] I.Zaghbani, V.Songmene, and R.Khettabi. Fine and ultrafine particle characterization and modeling in high-speed milling of 6061-t6 aluminum alloy. *Journal of Materials Engineering and Performance*, 18(1) :38 – 48, 2009.
- [2] I.Zaghbani and V.Songmene. A force-temperature model including a constitutive law for dry high speed milling of aluminum alloys. *Journal of Materials Processing Technology*, 209(5) :2532 – 2544, 2009.
- [3] I.Zaghbani and V.Songmene. Estimation of machine tool modal parameters through operational modal analysis. *International Journal of Machine tools and Manufacture*, 49(12-13) :947– 957, 2009.
- [4] T.D Maurisch and M.Ortiz. Modeling and simulation of high speed machining. *International Journal of Numerical Methods for Engineering*, 38 :3675–3694, 1995.
- [5] A.Bayoumi and G.Yucesan A.Kendall. An analytical mechanistic cutting force model for milling operation : A case study of helical milling operation. *Journal of Engineering for Industry*, 116 :331–339, 1994.
- [6] V.P.Astakhov. *Metal Cutting Mechanics*. CRC Press, 1998.
- [7] P.L.B.Oxley. *Mechanics of Machining : an Analytical Approach to Assessing Machinability*. Ellis Horwood Limited, 1989.
- [8] N.Tounsi, J.Vincenti, A.Otho, and M.A.Elbestawi. From the basic mechanics of orthogonal metal cutting toward the identification of the constitutive equation. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 42(12) :1373 – 1383, 2002.
- [9] G.Boothroyd and W.A.Knight. *Fundamentals of Machining and Machine Tools*. Marcel Dekker,Inc., 1989.
- [10] W.F.Hastings, P.L.B.Oxley, and M.G. Stevenson. Predicting a material's machining characteristics using flow stress properties obtained from high-speed compression tests. *Proceedings of Mechanical Engineering*, 188 :245–252, 1974.
- [11] G.Shi, X.Deng, and C.Shet. Finite element study of the effect of friction in orthogonal metal cutting, finite elements in analysis and design. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 38 :863–883, 2002.
- [12] B.Changeux. *Loi de comportement pour l'usinage : localisation de la déformation et aspects micro-stucturaux*. PhD thesis, ENSAM, Paris-France, 2001.
- [13] M.Kaufeld and S.Torbaty. *Rationalisation de l'usinage à très grande vitesse*. Technologie d'aujourd'hui, 1994.

- [14] M.A.El-Baradie. Cutting fluids part i : characterization. *Journal of materials processing technology*, 56 :786–797, 1996.
- [15] E.M.Trent. *Metal cutting*. Butter worths Co.Ltd, 1984.
- [16] K.E.Bisshop, E.F.Lype, and S.raynor. Role of fluid cutting as lubricant. *Lubrication engineering*, 6 :70, 1950.
- [17] D.M.Haan, S.A.Batzer, W.W.Olson, and J.W.Sutherland. An experimental study of cutting fluid effects in drilling. *Journal of materials processing technology*, 71 :305–313, 1997.
- [18] S.M.A.Suliman, M.I.Abubakr, and E.F.Mirghani. Microbial contamination of cutting fluids and associated hazards. *Topology International*, 30 :753–757, 1997.
- [19] G.Lloyd and J.Schofield. On the analysis of cutting tool temperatures. *Transactions of the ASME*, February :217–231, 1954.
- [20] E.C.Hill. Microbial aspects of health hazards from water based metal cutting fluids. *Tribology International*, 16 :136–140, 1983.
- [21] V.I.Kachan. Preventing microbial deterioration of cutting fluids. *Soviet Engineering Research*, 7 :68–72, 1987.
- [22] G.Shen. *Modelling the effect of cutting fluids in peripheral milling*. PhD thesis, Michigan Technology University, 2003.
- [23] J.W.Sutherland. A dynamic model of the cutting force system in the end milling process. *Sensors and Control for Manufacturing*, 33 :53–62, 1988.
- [24] K.Weinert, I.Inasaki, J.W.Sutherland, and T.Wakabayshi. Dry machining and minimum quantity of lubricant. *CIRP Annals-Manufacturing Technology*, 53 :511–537, 2004.
- [25] R.Komanduri and T.A.Schroeder. On shear instability in machining a nickel-iron base super alloy. *Journal of Engineering for Industry*, 108 :93–100, May 1986.
- [26] F.Klocke. Dry cutting. *Annals of the CIRP*, 46 :519–526, 1997.
- [27] V.Songmene, J.P.Michaud, and A.Tahan. Aluminum alloy 7050 t7451 thin wall high-speed machining parts study. In Canadian Institute of Mining Metallurgy and Petroleum, editors, *Aluminum 2006*. Metallurgical society, 2006.
- [28] D. Dudzinski, A.Devillez, A.Moufki, D.Larrouquere, and V.Zerrouki. A review of developments towards dry and high speed machining of inconel 718 alloy. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 44 :439–456, 2004.
- [29] J.R.Davis. *Metals Handbook, Ninth Edition Volume 16 : Machining*. ASM International, 1997.

- [30] R.I.King and J.G.McDonald. Product design implications of new high-speed milling techniques. *Journal of engineering for industry*, 76 :189–193, 1976.
- [31] F.Koenigsberger and A.J.P.Sabberwal. An investigation into the cutting force pulsations during milling operations. *International Journal of Machine Tool Design and Research*, 1 :15–31, 1961.
- [32] Y. Altintas and E.Budak. Analytical stability prediction of stability lobes in milling. *Annals of the CIRP*, 44 :4357–362, 1995.
- [33] J.Tlusty and Mc.Neil. Dynamics of cutting in end milling. *Annals of the CIRP*, 24-1 :169–175, 1975.
- [34] J.Zombach and A.Rotberg. A method for cutting force evaluation for end mills. *Annals of the CIRP*, 37-1 :37–40, 1988.
- [35] Y.Altintas, S.Engin, and E.Budak. Analytical stability prediction and design of variable pitch cutters. *Journal of manufacturing science and engineering-ASME*, 121 :173–178, 1999.
- [36] J.J.Junz Wang and C.M.Zheng. Online identification of shearing and ploughing constants in end milling. *Journal of manufacturing science and engineering-ASME*, 125 :57–64, 2003.
- [37] H.Mounayri, A.Spence, and M.Elbestawi. Milling process simulation a generic solid modeler paradigm. *Journal of manufacturing science and engineering*, 120 :213–221, 1998.
- [38] C.Becze and M.Elbestawi. A chip formation based analytic force model for oblique cutting. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 42 :529–538, 2002.
- [39] S.Tobias and W.Wishwick. The vibrations of radial drilling machines under test and working conditions. *Proceedings of the Institute of Mechanical engineers*, 170 :232, 1956.
- [40] E.Budak and Y.Altintas. Modeling and avoidance of static form errors in peripheral milling of plates. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 35 No.3 :459–476, 1995.
- [41] S.Engin and Y.Altintas. Mechanics and dynamics of general milling cutters. part i : helical end mills. *International Journal of machine tools and manufacture*, 41 :2195–2212, 2001.
- [42] B.T.Chao and K.J.Trigger. On the art of cutting metals. *Transactions of the ASME*, 77 :1074–1121, 1955.
- [43] D.A.Stephenson. Assessment of steady state metal cutting temperature models based on simultaneous infrared and thermocouple data. *Journal of Engineering for Industry*, 113 :121–128, 1991.

- [44] I.Lazoglu and Y.Altintas. Prediction of tool and chip temperature in continuous and interrupted machining. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 42 :1011–1022, 1999.
- [45] R.Radulescu. *A general cutting process model for high speed machining : Dynamic and thermal considerations*. PhD thesis, University of illinois at Urbana champaign, 1993.
- [46] M.E.Martellotti. An analysis of the milling process, part i. *Transaction of the ASME*, 63 :677–700, 1941.
- [47] M.E.Martellotti. An analysis of the milling process, part ii-down milling. *Transactions of the ASME*, 69 :233–251, 1945.
- [48] K.Steve, O.William, and J.Edmund. *L'ajustage mécanique*. McGraw-Hill, 1980.
- [49] W.Kline, R.Devor, and J.Linderbeg. The prediction of cutting forces in end milling with application in cornering cuts. *International Journal of Machine Tool Design Research*, 22 No.3 :7–22, 1982.
- [50] W.A.Kline, R.E.Devor, and I.A.Shareef. The prediction of surface accuracy in end milling. *Journal of Engineering for Industry*, 104 :272–278, 1982.
- [51] G.Yucesan and Y.Altintas. Mechanics of ball end milling process. *Manufacturing Science and Engineering*, 164 :543–551, 1993.
- [52] Y.Zheng, Y.S.CHiou, and S.Y.Liang. Three dimensional cutting force analysis in end milling. *International Journal Of Mechanical Sciences*, 38 :259–269, 1996.
- [53] Y.Altintas and P.Lee. End milling force algorithms for cad systems. *Annals of the CIRP*, 45-1 :31–34, 1991.
- [54] Y.Altintas. *Manufacturing Automation : Metal Cutting Mechanics, Machine Tool vibrations, and CNC Design*. Cambridge University Press, 2000.
- [55] A.Arujo and J.L.Silveira. Models for the prediction of instantaneous cutting forces in end milling. In *15th Brazilian congress of Mechanical engineering*, Aguas di loindois sao Paulo, 1999.
- [56] Manufacturing and automation Laboratory. *Pro-Cut user Guide*. British Columbia University, 2005.
- [57] W.S.Yun and D.W.Cho. An improved method for the determination of 3d cutting force coefficients and runout parameters in end milling. *International Journal of Advanced manufacturing technology*, 16 :851–858, 2000.
- [58] R.Zhu, S.Kapoor, and R.Devor. Mechanistic modeling of the ball end milling process for multi-axis machining of free form surfaces. *Journal of manufacturing science and engineering-ASME*, 123 :369–379, 2001.

- [59] L.Yang, R.Devor, and S.Kapoor. Analysis of force shape characteristics and detection of depth-of-cut variations in end milling. *Journal of manufacturing science and engineering-ASME*, 127 :454–462, 2005.
- [60] L.Hongqi and Y.C.Shin. A comprehensive dynamic end milling simulation model. *Transactions of the ASME*, 128 :86–95, 2006.
- [61] N.Tounsi. Analytical and numerical investigation of the strain rate field in the secondary shear zone. In *2005 ASME International Mechanical Engineering Congress and Exposition*, Orlando, Florida, USA, November 5-11, 2005.
- [62] H.Ernest and M.E.Merchant. Chip formation, friction and high quality machined surfaces. in surface treatment of metals. *International Journal of Mechanical Engineering Science*, 29 :299–378, 1941.
- [63] E.Merchant. Mechanics of the metal cutting and a type 2 chip. *Journal of Applied Physics*, 16 :267–275, 1945.
- [64] M.Fontaine. *Modélisation thermomécanique du fraisage de forme et validation expérimentale*. PhD thesis, Université de Metz, 2004.
- [65] W.F.Hastings, P.Mathew, and P.L.B.Oxley. A machining theory for predicting chip geometry, cutting forces etc. from work material properties and cutting conditions. *Proceedings of the Royal Society of London*, 371 :569–587, 1980.
- [66] G.Boothroyd and J.A.Bailey. Effects of strain rate and temperature in orthogonal metal cutting. *International Journal of Mechanical Engineering Science*, 67 :264–275, 1945.
- [67] S.Lei, Y.C SHIN, and F.P.Incorpera. Thermo mechanical modelling of orthogonal machining process by finite element analysis. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 39 :731–750, 1999.
- [68] D.Ko, S.Ko, and B.Kim. Rigid-thermo-visco-plastic finite element simulation of non-steady-state orthogonal cutting. *Journal of Materials Processing Technology*, 130 :345–350, 2002.
- [69] E.Merchant. Mechanics of the metal cutting process : Orthogonal cutting and a type 2 chip. *Journal of Applied Physics*, 16 :267–275 p, 1945.
- [70] D.Drucker. An analysis of the mechanics of the metal cutting. *Journal of Applied Physics*, 20 :1013–1017, 1949.
- [71] A.M.Freudenthal. *The inelastic behaviour of engineering materials and structures*. John Wiley and sons, 1950.
- [72] M.C.Shaw. *Metal cutting principles*. Massachusetts institute of technology, 1954.
- [73] F.W.Taylor. On the art of cutting metals. *Transactions of the ASME*, 28 :31, 1907.

- [74] V.Astakhov and S.Shvets. A system concept in metal cutting. *Journal of Materials Processing Technology*, 79/1-3 :189–199, 1998.
- [75] S.F.P.C Jaspers and J.H.Dautzenbzrg. , material behavior in metal cutting/strain, strain rates and temperatures in chip formation. *Journal of Materials Processing Technology*, 121 :123–135, 2002.
- [76] Y.B.Guo. An integral method to determine the mechanical behavior of materials in metal cutting. *Journal of Material Processing Technology*, 142 :72–81, 2003.
- [77] Y.Altintas and E.Budak. Analytical prediction of stability lobes in milling. *Annals of the CIRP*, 44 :357–362, 1995.
- [78] R.Khettabi, V.Songmene, and J.Masounave. Effect of tool lead angle and chip formation mode on dust emission in dry cutting. *Journal of Materials Processing Technology*, 194(1-3) :100 – 109, 2007.
- [79] J.W.Sutherland and .V.N.Kulur. Experimental investigation of air quality in wet and dry turning. *CIRP Annals-Manufacturing Technology*, 49(1) :61–64, 2004.
- [80] T.M.Peters, O.Darrin, and T.O’Shaughnessy. Comparison of the grimm 1.108 and 1.109 portable aerosol spectrometer to the tsi 3321 aerodynamic particle sizer for dry particles. *Annals of Occupational Hygiene*, 50 :843–850, 2006.
- [81] A.A.O.Tay. A review of methods of calculating machining temperature. *Journal of Materials Processing Technology*, 36 :225–257, 1993.
- [82] S.A.Tobias and W.Wishwick. The chatter of lathe tools under orthogonal cutting conditions. *Transactions of the ASME*, 80 :1079, 1958.
- [83] S.A.Tobias. The vibrations of vertical milling machines under test and working conditions. *Proceedings of the Institute of Mechanical engineers*, 173 :474, 1959.
- [84] H.E.Merrit. Theory of self-excited machine-tool chatter. *Journal of Engineering for Industry, Transactions of the ASME*, 4(1) :447–451, 1965.