

Modélisation de l'influence de la profondeur de coupe en micro-coupe orthogonale

F. DUCOBU, E. FILIPPI, E. RIVIÈRE-LORPHÈVRE

Service de Génie Mécanique, Faculté Polytechnique de Mons, Rue du Joncquois 53, B-7000 Mons (Belgique)
Francois.Ducobu@fpms.ac.be

Résumé :

Bien que les principes de base du micro-fraisage soient identiques à ceux du macro-fraisage, le phénomène de micro-coupe n'est pas une réduction directe de celui rencontré en macro-coupe. La formation du copeau implique le phénomène d'épaisseur minimale de copeau et la structure granulaire du matériau ne peut plus être négligée.

Dans le but d'investiguer le phénomène d'épaisseur minimale de copeau, l'influence de la profondeur de coupe sur la formation du copeau en micro-coupe est étudiée dans cet article à l'aide d'un modèle développé avec la méthode aux éléments finis. Ce modèle de coupe orthogonale constitue une première étape dans la modélisation du processus de coupe en micro-fraisage. Il a été mis au point à l'aide du logiciel commercial ABAQUS/Explicit v6.7. et est basé sur une formulation lagrangienne classique.

Les résultats obtenus avec ce modèle sont ensuite présentés et comparés à des résultats issus de la littérature, avant d'aborder les perspectives d'évolution du modèle.

Abstract :

Although the basic principles of micro-milling are identical to those of macro-milling, the micro-cutting phenomenon is not a simple scaling of macro-cutting. The chip formation involves the minimum chip thickness phenomenon and the granular structure of the machined material must be taken into account.

In order to investigate the minimum chip thickness phenomenon, the influence of cutting depth on the chip formation in micro-cutting is studied in this article by using a model developed with the finite element method. This orthogonal cutting model is a first step in the modeling of the micro-milling cutting process. It was developed with the commercial software ABAQUS/Explicit v6.7. and uses a classical lagrangian formulation.

Results of this model are presented and compared to results found in literature. Outlooks of model evolutions are then discussed.

Mots clefs : micro-coupe orthogonale, formation du copeau, épaisseur minimale de copeau

1 Introduction

Nous débutons cet article par la présentation des principales différences, du point de vue de la formation du copeau, introduites par le passage du macro- au micro-fraisage, ainsi que les nouveaux défis qui en résultent. Ensuite, le modèle aux éléments finis développé est présenté. Celui-ci constitue une première étape dans la modélisation du processus de coupe en micro-fraisage. Enfin, les résultats obtenus avec ce modèle sont comparés à des résultats issus de la littérature, avant de tirer les conclusions et d'aborder les perspectives.

2 Spécificités de la formation du copeau en micro-fraisage

2.1 Epaisseur minimale de copeau

En micro-fraisage, la profondeur de coupe et l'avance sont très faibles, au point d'être souvent du même ordre de grandeur que le rayon de bec de l'outil. Pour des profondeurs de coupe très faibles, sous une valeur critique, il se peut qu'aucun copeau ne soit formé. Cette valeur critique est appelée « épaisseur minimale de copeau ». Chae et al. [1] définissent le concept de l'épaisseur minimale de copeau de la manière suivante : la profondeur de coupe doit être supérieure à une certaine épaisseur de copeau critique pour qu'un copeau puisse se former. Elle est généralement comprise entre 5 % et 38 % du rayon de bec de l'outil [2]. La Figure 1 illustre les trois situations pouvant se présenter lors du micro-fraisage. L'épaisseur minimale de copeau induit une augmentation des forces de glissement et un « labourage » de la surface usinée, contribuant à l'augmentation des efforts de coupe, de la formation des bavures et de la rugosité de la surface usinée. Dès lors, l'épaisseur minimale doit

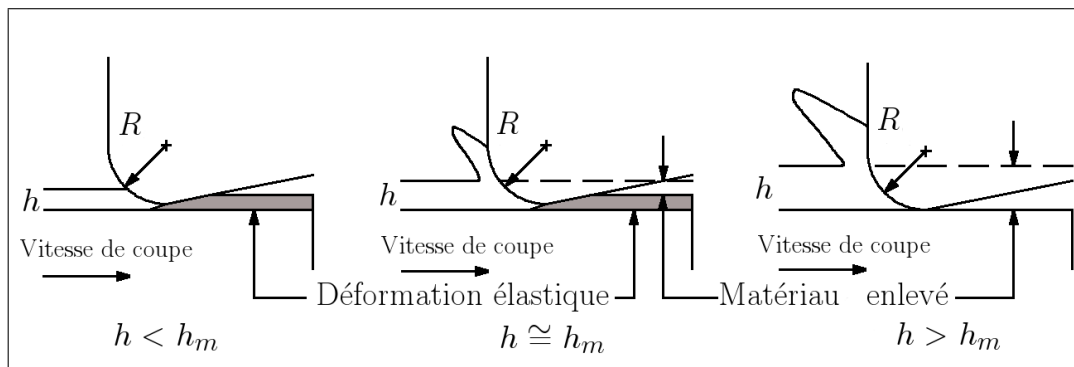


FIG. 1 – Représentation schématique du concept de l'épaisseur minimale de copeau en coupe orthogonale (R , rayon de l'outil ; h , profondeur de coupe ; h_m , épaisseur minimale de copeau), inspiré de [1]

être prise en compte lors du choix des conditions de coupe. Il est donc crucial d'en connaître la valeur. Ceci n'est toutefois pas évident, étant donné sa forte dépendance au matériau usiné [3] et à la géométrie des outils.

2.2 Angle de coupe négatif

En macro-fraisage, la profondeur de coupe est généralement supérieure au rayon de bec de l'outil de coupe. Par conséquent, les modèles de formation de copeaux considèrent que l'outil usine complètement la surface de la pièce et génère des copeaux. Cette hypothèse n'est plus admissible en micro-fraisage : la profondeur de coupe faible et le rayon de bec de l'outil du même ordre de grandeur résultent en un angle de coupe apparent fortement négatif. Ce dernier provoque un labourage de la surface usinée (et donc un mauvais état de surface) ainsi qu'un retour élastique de la pièce [4]. Une partie de ce retour élastique se produit sous la face de dépouille, donnant lieu à un frottement qui augmente l'énergie spécifique de coupe.

2.3 Effet d'échelle

A faible profondeur de coupe, il a été constaté [5] qu'une diminution de la profondeur de coupe conduit à une augmentation non linéaire de l'énergie spécifique de coupe. Ce phénomène est appelé « effet d'échelle » et est causé par le labourage du matériau dû à l'angle de coupe négatif, la pression appliquée sur la face de dépouille de l'outil par le retour élastique de la matière, la dépendance au taux de déformation et la densité des dislocations [5].

La valeur de l'énergie spécifique de coupe est donc étroitement liée à l'épaisseur minimale de copeau. Elle peut être un indicateur pour les changements du mécanisme de coupe (transition du glissement au cisaillement) et le contrôle du processus de coupe.

2.4 Rôle du matériau usiné

La profondeur de coupe, les dimensions de l'outil ou celles du motif à produire étant souvent inférieures à la taille des grains de matériau de la pièce, il est impératif de tenir compte de la nature et de la structure micro-granulaire de ce dernier [1, 6]. Une différence importante par rapport au macro-usinage est donc que le matériau usiné ne peut plus être considéré comme homogène et isotrope. La microstructure de la pièce joue un rôle significatif en micro-fraisage.

3 Modèle numérique développé

Le micro-fraisage n'est donc pas une réduction directe du macro-fraisage. Afin d'étudier la formation du copeau, un modèle numérique thermomécanique aux éléments finis a été développé à l'aide du logiciel commercial ABAQUS/Explicit v6.7. Il consiste en un modèle de coupe orthogonale bidimensionnel en état plan de déformation. Celui-ci ne tient compte que de la zone se trouvant autour de l'arête de coupe de l'outil. Le modèle présenté constitue une première étape dans la modélisation du processus de coupe en micro-fraisage et introduit quelques simplifications : les matériaux sont considérés avec une vision macroscopique de leurs comportements et propriétés comme étant homogènes et isotropes et le modèle est bidimensionnel.

Comme nous l'avons vu, pour un matériau déterminé, l'épaisseur minimale de copeau dépend principalement de la profondeur de coupe (h) et du rayon de bec de l'outil (r). Afin d'étudier l'effet de la profondeur de coupe sur la formation du copeau, différents rapports h/r sont simulés. Cinq cas différents ont été traités en faisant varier uniquement la profondeur de coupe : $h/r = 5$ ($h = 100 \mu\text{m}$), $h/r = 3$ ($h = 60 \mu\text{m}$), $h/r = 0,5$ ($h = 10 \mu\text{m}$), $h/r = 0,25$ ($h = 5 \mu\text{m}$) et $h/r = 0,05$ ($h = 1 \mu\text{m}$).

3.1 Description générale

La pièce à usiner est modélisée par un bloc rectangulaire dont les dimensions sont de l'ordre du millimètre. Dans le but de limiter la puissance de calcul nécessaire, la taille du bloc usiné diminue avec la profondeur de coupe. L'outil est quant à lui modélisé avec un rayon de bec de 20 μm , un angle de coupe de 0° et un angle de dévissage de 5° . La Figure 2 présente la géométrie initiale du modèle lorsque $h/r = 5$ ainsi que les conditions limites (H = degré de liberté horizontal bloqué, V = degré de liberté vertical bloqué et R = degré de liberté en rotation bloqué).

Le matériau usiné est un alliage de titane, le Ti6Al4V, tandis que l'outil est en carbure de tungstène.

La vitesse de coupe s'élève à 300 m/min.

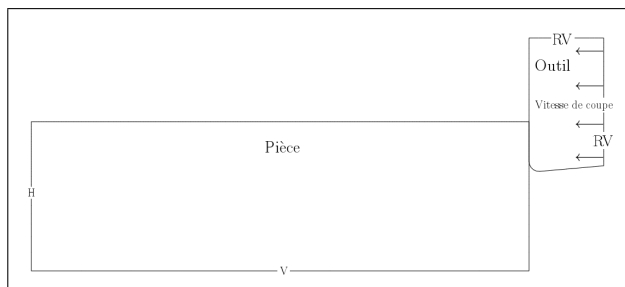


FIG. 2 – Géométrie initiale et conditions limites

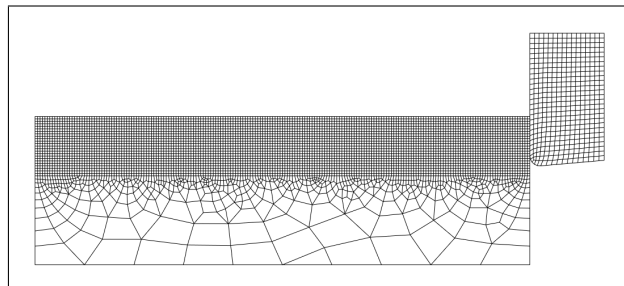


FIG. 3 – Maillage de la pièce et de l'outil pour $h/r = 5$

3.2 Formalisme adopté

La modélisation s'intéressant à la phase transitoire de la formation du copeau, nous avons choisi d'adopter une formulation lagrangienne. En effet, le formalisme Arbitraire Lagrangien-Eulérien (A.L.E.), souvent rencontré [7, 8, 9], est plutôt adapté à la simulation de la coupe stationnaire. De plus, il semblerait [10] que l'emploi de la formulation A.L.E. ne permette pas la production d'un copeau dentelé, contrairement à la formulation lagrangienne. Or, dans certaines conditions [11], l'usinage du Ti6Al4V conduit à la formation d'un copeau dentelé. Par conséquent, afin de permettre la formation éventuelle d'un copeau dentelé et vu la nature instationnaire de notre simulation, la formulation lagrangienne s'impose. Ce choix entraîne l'utilisation d'un critère de séparation du copeau.

3.3 Lois de comportement des matériaux

Le matériau de la pièce (Ti6Al4V) est supposé homogène et son comportement est décrit par la loi de Johnson-Cook [12]. Celle-ci dissocie les aspects plastiques, visqueux et thermiques en trois termes indépendants :

$$\sigma = (A + B \varepsilon^n) \left(1 + C \ln \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \left(1 - \left[\frac{T - T_{room}}{T_{melt} - T_{room}} \right]^m \right) \quad (1)$$

T_{melt} est la température de fusion, T_{room} est la température initiale, $\dot{\varepsilon}_0$ est la vitesse de déformation de référence, A est la limite élastique du matériau, B et n décrivent la courbe d'écrouissage, C est la sensibilité à la vitesse de déformation et m la sensibilité à la température.

Le matériau de l'outil est également supposé homogène et son comportement est décrit par une loi élastique linéaire.

Les valeurs numériques des propriétés des matériaux et des différents paramètres de la loi de Johnson-Cook du Ti6Al4V sont reprises dans le Tableau 1.

3.4 Critère de séparation du copeau

Un critère de séparation du copeau est introduit dans le modèle pour permettre la formation du copeau. Celui-ci est basé sur une méthode « d'érosion d'éléments » faisant intervenir la propagation de fissure dépendant de l'état de contrainte et de déformation au sein de la pièce usinée.

La mise en oeuvre d'un tel critère se fait en deux temps. Un critère d'endommagement doit tout d'abord être satisfait. Ensuite, un second critère doit être rempli afin de permettre la propagation de l'endommagement.

Première phase : Initiation de l'endommagement

Le critère d'endommagement adopté est celui associé à la loi d'écoulement de Johnson-Cook.

L'endommagement est calculé pour chaque élément à partir de la relation suivante :

$$\omega = \sum \frac{\Delta \bar{\varepsilon}}{\bar{\varepsilon}^f} \quad (2)$$

TABLE 1 – Propriétés des matériaux, d'après [13, 14]

| Propriétés du matériau | Ti6Al4V | Carbure | Paramètres loi de J-C | |
|---------------------------------|---------------------|---------------------|-----------------------|-------|
| Densité (kg/m ³) | 4430 | 15 000 | A (MPa) | 862,5 |
| Module de Young (GPa) | 113,8 | 800 | B (MPa) | 331,2 |
| Coefficient de Poisson | 0,342 | 0,2 | n | 0,34 |
| Coefficient d'expansion (m/m K) | $4,7 \cdot 10^{-6}$ | $4,7 \cdot 10^{-6}$ | C | 0,012 |
| Conductivité thermique (W/m K) | 6,7 | 46 | m | 0,8 |
| Chaleur spécifique (J/kg/K) | 526,35 | 203 | T_{melt} (K) | 1650 |

dans laquelle $\Delta\bar{\varepsilon}$ est l'incrément de déformation plastique équivalente et $\bar{\varepsilon}^f$ est la déformation équivalente à rupture du matériau. L'endommagement est initié dans un élément lorsque $\omega = 1$.

L'expression générale de la déformation équivalente à la rupture associée à la loi d'écoulement de Johnson-Cook est donnée par la relation [12] :

$$\bar{\varepsilon}^f = (D_1 + D_2 \exp[D_3 \sigma^*]) \left(1 + D_4 \ln \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \left(1 - D_5 \left[\frac{T - T_{room}}{T_{melt} - T_{room}} \right] \right) \quad (3)$$

dans laquelle $\sigma^* = \frac{\sigma_m}{\bar{\sigma}}$ représente le taux de triaxialité issu du rapport de la contrainte moyenne σ_m sur la contrainte équivalente de Von Mises $\bar{\sigma}$. Les variables D_1 à D_5 (Tableau 2) définissent les paramètres matériaux de la loi d'endommagement. Les autres paramètres ont la même signification que pour la loi d'écoulement de Johnson-Cook (Equation 1).

TABLE 2 – Paramètres de la loi d'endommagement du Ti6Al4V, d'après [15]

| | | | | | | | | | |
|-------|-------|-------|------|-------|------|-------|-------|-------|------|
| D_1 | -0,09 | D_2 | 0,27 | D_3 | 0,48 | D_4 | 0,014 | D_5 | 3,87 |
|-------|-------|-------|------|-------|------|-------|-------|-------|------|

Seconde phase : Propagation de l'endommagement

Une fois le critère d'initiation de l'endommagement satisfait, le critère de propagation de l'endommagement est activé. Il s'agit d'un critère énergétique basé sur le taux de restitution d'énergie au cours de la propagation d'une fissure, G_f . Après initiation de la fissure, le comportement du matériau est représenté par une relation entre la contrainte et le déplacement et non plus entre la contrainte et la déformation [16].

Dès que la valeur spécifiée de G_f est atteinte pour un élément, il est supprimé du maillage et toutes ses contraintes deviennent nulles.

La suppression d'un élément introduit une fissure dans la pièce et permet le détachement du copeau.

3.5 Modèle de contact et de frottement

Le contact outil – matière est défini entre la surface extérieure de l'outil et l'ensemble des noeuds de la pièce. La surface maître est l'outil, tandis que la surface esclave est la pièce. La méthode de renforcement des contraintes retenue est l'algorithme de contact cinématique, empêchant toute pénétration de la surface esclave (pièce) dans la surface maître (outil).

Le frottement à l'interface copeau – outil est implémenté en utilisant un modèle de friction basé sur une contrainte de cisaillement limite au-delà de laquelle il y a glissement [13]. Le coefficient de frottement μ vaut 0,5 et la contrainte de cisaillement limite τ_l est de 400 MPa [13].

On suppose que toute l'énergie créée par frottement est transformée en chaleur, ce qui est généralement admis [17]. Ce flux de chaleur est ensuite réparti entre la pièce et l'outil via le coefficient β . Il représente la fraction du flux de chaleur transmis à la pièce et est calculé à partir des effusivités thermiques de la pièce et de l'outil [7, 17]. Pour les matériaux considérés, 25 % du flux de chaleur créé par frottement est transmis à la pièce.

3.6 Aspects thermiques

Concernant les aspects thermiques du modèle, la température initiale des deux éléments est fixée à 20 °C. Seule la conduction est considérée et toutes les faces de la pièce usinée sont supposées adiabatiques. Cette hypothèse est justifiée par le fait que l'on s'intéresse principalement à ce qui se passe au niveau du contact copeau – outil, dans une zone où les échanges par convection ont une faible importance [18]. Par ailleurs, le temps de simulation est court et la chaleur n'a pas le temps de se propager jusqu'au limites géométriques.

Les seuls échanges thermiques pris en compte se situent donc au niveau de la zone de contact outil – matière. Dans cette zone, on suppose que la transformation de la déformation en chaleur est réalisée avec un rendement de 90 %, hypothèse généralement appliquée [13, 17, 19].

3.7 Maillage

L'outil est maillé au moyen d'éléments à trois et quatre noeuds en état plan de déformation avec formulation linéaire en déplacement et température tandis que la pièce est maillée à l'aide uniquement d'éléments à quatre noeuds (Figure 3).

La pièce a été partitionnée afin d'en faciliter le maillage. Une bande d'épaisseur supérieure à la profondeur de passe et maillée exclusivement avec des éléments à quatre noeuds disposés de manière structurée a été réalisée sur le dessus de la pièce. La taille de ces éléments a été choisie en fonction de la profondeur de passe et de manière à ce qu'un nombre suffisant d'éléments soit présent.

4 Résultats

La formation du copeau et la déformation du matériau sont présentées à la Figure 4 pour différentes profondeurs de passe et un rayon de bec constant de 20 μm . On constate qu'un copeau se forme très clairement pour un h/r de 5, 3 et 0,5. L'existence d'un copeau est par contre beaucoup moins évidente dans les deux autres cas.

De plus, pour des valeurs de h/r de 5 et 3, le copeau est dentelé, conformément à ce qui est constaté expérimentalement à cette vitesse de coupe (300 m/min). Ce n'est plus le cas lorsque h/r diminue. Ce changement de morphologie du copeau peut s'expliquer par la valeur du rapport h/r ou peut-être même par le faible temps de simulation.

Lorsque l'on s'intéresse aux contraintes de Von Mises, la zone de cisaillement primaire est clairement visible pour $h/r = 5$, comme en macro-usinage à l'aide d'un outil tranchant. Quand le rapport h/r décroît, la zone de cisaillement primaire s'estompe et à partir de $h/r = 0,25$, on ne distingue plus de zone de cisaillement primaire. Remarquons que la valeur $h/r = 0,5$ pourrait être une valeur pivot : on observe encore une zone de cisaillement primaire mais la valeur de la contrainte semble être plus faible.

Ces résultats sont globalement identiques à ceux présentés par Woon et al. [19] dans le cas d'un modèle A.L.E. En effet, on constate que la valeur du rapport h/r a une grande importance sur le processus de formation du copeau et que l'arête de l'outil ne peut plus être considérée comme vive. Un changement dans le mécanisme de formation du copeau est également mis en évidence lorsque h/r décroît, ce mécanisme s'éloignant alors de celui rencontré en macro-usinage.

La Figure 5 présente les évolutions de l'énergie spécifique de coupe au cours du temps pour les différents rapports h/r simulés. La valeur moyenne de l'énergie spécifique de coupe est proche de celle rencontrée en macro-usinage (entre 2000 et 3000 N/mm^2 , [11]) pour les profondeurs de passe de 60 μm et 100 μm . De plus, comme on pouvait s'y attendre, on observe bien une augmentation de l'énergie spécifique de coupe lorsque la profondeur de passe diminue.

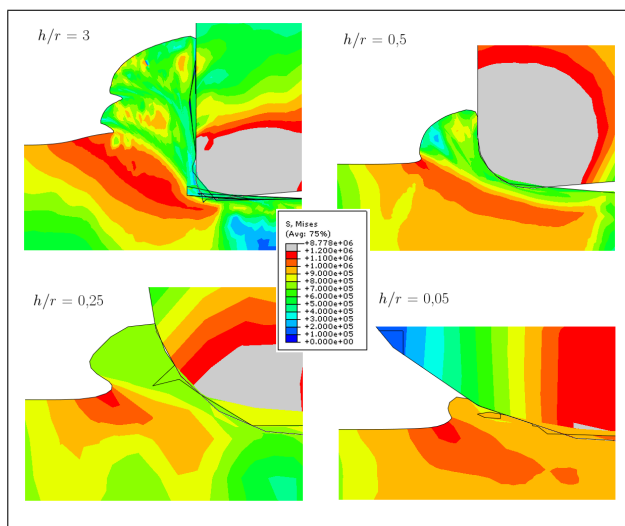


FIG. 4 – Contraintes de Von Mises (en 10^3 Pa) lors de la formation du copeau

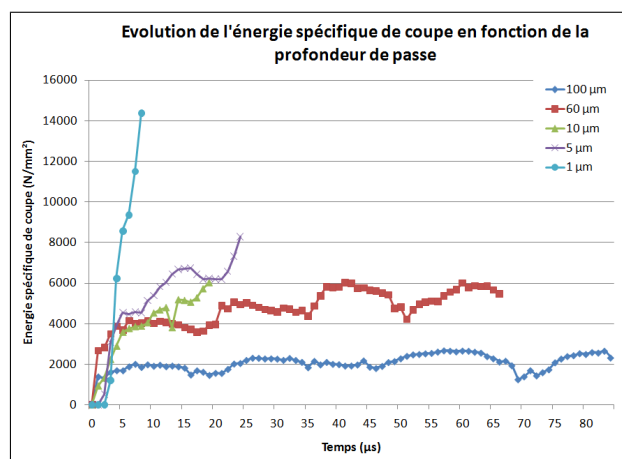


FIG. 5 – Evolution de l'énergie spécifique de coupe pour différentes profondeurs de passe

Enfin, on constate au cours de la simulation que des éléments sont fortement déformés et ne sont pas supprimés, contrairement à nos attentes. En effet, certains de ces éléments distordus sont visibles sur les figures présentées dans ce paragraphe. Il s'agit des lignes noires interférant avec la pièce et le copeau et situées près du rayon de bec de l'outil. Il semblerait que la valeur du critère d'initiation de l'endommagement prenne des valeurs négatives en cours de calcul pour ces éléments, sans explication pour l'instant. Ce problème doit encore être résolu.

5 Conclusions – Perspectives

Le passage du macro- au micro-fraisage introduit des modifications dans le processus de coupe. L'une d'elles est la formation du copeau, impliquant l'épaisseur minimale de copeau.

Le modèle développé a permis d'étudier l'influence de la profondeur de passe sur la formation du copeau. Il semble que le formalisme lagrangien, permettant l'obtention d'un copeau dentelé, soit bien adapté à ce type de problème de nature instationnaire.

L'évolution du processus de formation du copeau a été mise en évidence lorsque la profondeur de passe diminue. Il s'est également avéré que cette dernière a une grande influence sur la valeur de l'énergie spécifique de coupe. Enfin, nous avons eu la confirmation que l'arête de l'outil ne peut plus être considérée comme vive.

Parallèlement aux améliorations qu'il reste à apporter au modèle, il devient indispensable d'établir un critère permettant d'affirmer si un copeau est formé. L'énergie spécifique de coupe pourrait en être la base.

Il serait, de plus, intéressant de réaliser une modélisation analytique de l'épaisseur minimale de copeau afin de comparer et valider le modèle présenté.

Références

- [1] Chae J., Park S., and Freiheit T. Investigation of micro-cutting operations. *IJMTM*, 45, 313–332, 2006.
- [2] Ohbuchi Y. and Obikawa T. Finite element modeling of chip formation in the domain of negative rake angle cutting. *ASME*, 125, 324–332, 2003.
- [3] Liu X., DeVor R., and Kapoor S. An analytical model for the prediction of minimum chip thickness in micromachining. *ASME*, 128, 474–481, 2006.
- [4] Liu X., DeVor R., Kapoor S., and Ehman K. The mechanics of machining at the micro scale : assesment of the current state of the science. *JMSE*, 126, 666–678, 2004.
- [5] Filiz S., Conley C., Wasserman M., and Ozdoganlar O. An experimental investigation of micro-machinability of copper 101 using tungsten carbide micro-endmills. *IJMTM*, 47, 1088–1100, 2007.
- [6] Dornfeld D., Min S., and Takeuchi Y. Recent advances in mechanical micromachining. *Annals of the CIRP*, 55, 745–768, 2006.
- [7] Bonnet C., Valiorgue F., Rech J., and Hamdi H. Improvement of the numerical modeling in orthogonal dry cutting of an AISI 316L stainless steel by the introduction of a new friction model. *CIRP-JMST*, In Press, 2008.
- [8] Pantalé O. Plateforme de prototypage virtuel pour la simulation numérique en grandes transformations thermomécaniques rapides. Technical report, Institut National Polytechnique de Toulouse, Juillet 2005.
- [9] Rivière-Lorphèvre E. Revue des méthodes de simulation des procédés d'usinage. Technical report, Faculté Polytechnique de Mons, 2008.
- [10] Ducobu F. Thèse de Doctorat – Etude du phénomène de coupe en micro-fraisage par enlèvement de copeaux : Rapport de réunion du 04/02/2009. Technical report, Faculté Polytechnique de Mons, 2009.
- [11] Gente A. and Hoffmeister H.-W. Chip Formation in Machining Ti6Al4V at Extremely High Cutting Speeds. *Annals of the CIRP - Manufacturing Technology*, 50, 49–52, 2001.
- [12] Johnson G. and Cook W. Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperature and pressures. *EFM*, 21, 31–48, 1985.
- [13] Özel T. and Zeren E. Numerical modelling of meso-scale finish machining with finite edge radius tools. *IJMMM*, 2, 451–768, 2007.
- [14] Goeffers E. Simulation numérique de la formation du copeau et détermination des efforts de coupe en fraisage du ti6al4v. Master's thesis, Faculté Polytechnique de Mons, 2008.
- [15] Kay G. Failure modeling of titanium ti6al4v and aluminium 2024-t3 with the johnson-cook material model. Technical report, Office of Aviation Research, 2003.
- [16] Mabrouki T., Girardin F., Asad M., and Rigal J.-F. Numerical and experimental study of dry cutting for an aeronautic aluminium alloy (A2024-T351). *IJMTM*, 48, 1187–1197, 2008.
- [17] Nasr M., Ng E.-G., and Elbestawi M. Effects of workpiece thermal properties on machining-induced residual stresses - thermal softening and conductivity. *Proc. IMechE, Part B : JEM*, 221, 1387–1400, 2007.
- [18] Pantalé O. Modélisation et Simulation Tridimensionnelles de la Coupe des Métaux. PhD thesis, Université de Bordeaux I, 1996.
- [19] Woon K., Rahman M., Fang F., Neo K., and Liu K. Investigations of tool edge radius effect in micromachining : a fem simulation approach. *JMPT*, 167, 316–337, 2007.