

Utilisation de l'approche CEL pour la simulation numérique du micro-usinage d'un matériau en cuivre

C. BOUBAKRI^{1,a}, C. WOLFF^{2,b}, M. NOUARI^{2,c}, A. MOUFKI^{2,d},
L. DUBAR^{1,e}, M. WATREMEZ^{1,f}, C. HUBERT^{1,g}

1. Université polytechnique hauts-de-france, Laboratoire d'Automatique, de Mécanique et d'Informatique industrielles et Humaines, LAMIH CNRS-UMR 8201, 128 Rue Joseph-Louis Lagrange, 59300 Famars, France

2. Université de Lorraine, Laboratoire d'Etude des Microstructures et de Mécanique des Matériaux, LEM3 CNRS- UMR 7239, GIP-InSIC, 27 Rue d'Hellieule, 88100 Saint-Dié-des-Vosges, France

a) chokri.boubakri@etu.uphf.fr

b) cyprien.wolff@mines-nancy.univ-lorraine.fr

c) mohammed.nouari@univ-lorraine.fr

d) abdelhadi.moufki@univ-lorraine.fr

e) laurent.dubar@etu.uphf.fr

f) Michel.watremez@uphf.fr

g) cedric.hubert@uphf.fr

Résumé :

Le nombre de microsystèmes comme par exemple les micro-capteurs dans le domaine de l'électronique sont en pleine expansion. La fabrication de tels systèmes nécessite des procédés adaptés comme le micro-usinage. Dans ces procédés, les outils de coupe ont une taille d'environ 50µm et sont très sensible durant l'usinage à la microstructure. En effet, certains auteurs ont observé sur la coupe orthogonale d'un monocristal de cuivre une fluctuation des efforts de coupe quasi-périodique induite par le changement d'orientation cristallographique contrôlé par la rotation de l'échantillon. Les grandeurs physiques comme l'effort de coupe ou la température influence la durée de vie de l'outil sont difficiles à mesurer à cette échelle. C'est pourquoi certains chercheurs s'orientent vers la simulation numérique par élément finis qui permet d'estimer la distribution et l'évolution de ces grandeurs physiques. Différentes stratégies ont été menées dans la littérature. Certaines utilisent un modèle de plasticité cristalline pour simuler la coupe orthogonale d'un polycristal de titane représenté par un maillage lagrangien. Cette approche combine également un modèle d'endommagement pour former le copeau. Comme toutes simulations par éléments finis de l'usinage réalisées avec un maillage lagrangien, la distorsion des éléments est problématique car elle peut conduire à l'arrêt du calcul. Il existe cependant des solutions alternatives pour limiter ce problème comme par exemple l'approche ALE (Adaptative Lagrangian Eulerian). Il est possible avec cette approche d'imposer des conditions aux limites eulériennes pour simuler « l'écoulement de la matière » à travers le maillage. Des chercheurs l'ont utilisé pour modéliser le micro-usinage avec un modèle de plasticité cristalline. Le copeau se forme par des déformations plastiques sévères. Cependant, la surface libre du matériau à usiner, représentée par une frontière « mixte » (lagrangien-

eulérien), déforme le maillage et peut conduire à des distorsions. Une approche originale élimine complètement ces distorsions et utilise un maillage eulérien pour représenter « l'écoulement » de matière à usiner et un maillage lagrangien pour l'outil. Cette approche nommée CEL (Coupled Eulerian-Lagrangian) est disponible dans le code ABAQUS. Néanmoins, la technique CEL n'a pas encore été appliquée avec un modèle de plasticité cristalline pour simuler le micro usinage. Le but de ce travail est l'utilisation de l'approche CEL pour simuler le micro-usinage d'un matériau en cuivre dans diverses conditions afin d'évaluer l'influence de la microstructure sur les efforts de coupe et la température sur l'outil et d'analyser la microstructure générée dans le copeau sans être gênée par la distorsion d'éléments. Un modèle de plasticité cristalline combiné à un modèle MTS (Mechanical Threshold Stress) pour décrire le comportement du cuivre a été implémenté dans une sous-routine VUMAT.

Mots clefs : Micro usinage, Simulation Numérique, CEL, Plasticité Cristalline, Cuivre

1 Introduction

Le micro-usinage est un processus de fabrication en plein essor en raison de la croissance du nombre d'applications, comme par exemple la fabrication de microcapteurs ou de micropompes dans les domaines électronique et médical [1]. La taille des outils de coupe permettant d'usiner certaines pièces de ces micro-systèmes est d'environ 50 μm , soit environ 10 fois la taille de leurs homologues utilisés dans les processus d'usinage conventionnels. À cette petite échelle, l'outil de coupe est comparable à la taille du grain du matériau usiné. Ainsi, l'effet de microstructure ne peut être négligé. En effet, plusieurs auteurs ont étudié l'influence de l'orientation des grains sur les efforts de coupe. Lawson et al. [2] ont montré des instabilités de ces efforts sur certains plans cristallographiques pour un monocristal d'aluminium. Lors du tournage d'un disque en monocristal de cuivre et en aluminium, Kota et al. [3] ont observé une évolution périodique de la force de coupe due à la modification de l'orientation cristallographique avec la rotation de l'échantillon. Cependant, il est difficile de mesurer certaines grandeurs expérimentales telles que la température à cette échelle. Une alternative intéressante est la simulation numérique permettant d'analyser différentes données sous forme de champs de contraintes ou de températures. Divers travaux ont été proposés dans la littérature pour modéliser le micro-usinage en incluant une théorie de la plasticité cristalline afin de prendre en compte le comportement mécanique anisotrope des grains. Ayed [4] a réalisé une simulation de micro-usinage d'un polycristal en alliage de titane dans lequel un maillage lagrangien est appliqué à chaque grain 3D. Ce modèle inclut également des critères d'endommagement pour simuler la séparation entre le copeau et la pièce. Tajalli [5] a utilisé l'approche ALE (Arbitrary Lagrangian Eulerian) comprenant un modèle de plasticité cristalline dans lequel la séparation du matériau est réalisée par déformations plastiques sévères. Toutefois, bien que la géométrie soit souvent modifiée dans cette approche, la simulation est soumise à une distorsion du maillage qui peut arrêter le calcul. La technique Coupled Eulerian-Lagrangian (CEL) est une autre approche permettant d'éviter la distorsion du maillage. En effet, le matériau se meut à travers un maillage eulérien fixe. Différents auteurs ont appliqué cette approche avec succès, dans le cadre de l'usinage conventionnel, pour simuler un copeau continu [6] ou segmenté [7]. De plus, Ducobu et al. ont réalisé [8] une

étude comparative entre les approches ALE et CEL et ont montré des résultats similaires entre les deux approches. Néanmoins, à notre connaissance, l'approche CEL n'a pas encore été appliquée avec un modèle de plasticité cristalline.

Dans le présent travail, une simulation CEL est réalisée pour simuler la micro-coupe orthogonale du cuivre monocristallin. Dans la section 2 de ce papier, le modèle de plasticité cristalline combiné à un modèle MTS (mechanical threshold stress), pour décrire le comportement du cuivre, est introduit. Ensuite, dans la section 3, l'approche CEL est brièvement présentée, de même que le modèle numérique de la micro-coupe orthogonale. Dans la 4^{ème} section, les résultats de ces simulations sont discutés. Enfin, une conclusion et des perspectives clôturent ce travail.

2 Modèle de plasticité cristalline

La théorie de la plasticité cristalline a été mis en place dans les années 30. Depuis, plusieurs approches ont été développées, [9,10,11]. La plasticité cristalline s'appuie sur les mécanismes physiques responsables de la déformation plastique et s'intéresse au comportement mécanique du monocristal. La déformation intervient dans un cristal par le glissement de plans cristallographiques spécifiques sous une sollicitation donnée. Le tenseur de gradient de déformation d'un monocristal est le résultat de deux mécanismes distincts : une déformation élastique et une déformation plastique.

$$F = F^e F^p \quad (1)$$

Le gradient de vitesses se décompose en

$$L = \dot{F} F^{-1} = L^e + L^p \quad (2)$$

avec

$$L^e = \dot{F}^e F^{-1} \quad \text{et} \quad L^p = F^e L_i^p F^{e-1} \quad (3)$$

L^e est le gradient des vitesses élastique et L^p celui des vitesses plastique, L_i^p représente le gradient des vitesses dans la configuration relâchée (avant distorsion élastique du réseau).

$$L_i^p = \dot{F}^p F^{p-1} = \sum_{s=1}^{12} \dot{\gamma}^{(s)} S_0^{(s)} \quad \text{avec} \quad S_0^{(s)} = m_0^{(s)} \otimes n_0^{(s)} \quad (4)$$

« \otimes » est un produit tensoriel et s est le $s^{\text{ème}}$ système de glissement (ici 12 systèmes car nous travaillerons sur du cuivre cfc). Les vecteurs $m_0^{(s)}$ (vecteur ligne) et $n_0^{(s)}$ (vecteur colonne) représentent respectivement la direction de glissement et la normal au plan de glissement. $\dot{\gamma}^{(s)}$ est le taux de glissement. Les vecteurs caractéristiques des plans cristallographiques sont affectés uniquement par la déformation élastique.

$$m^{(s)} = m_0^{(s)} F^{e-1} \quad \text{et} \quad n^{(s)} = F^e n_0^{(s)} \quad (5)$$

La vitesse de déformation plastique D^p et la vitesse de rotation plastique W^p s'écrivent en fonction du taux de glissement et du tenseur de Schmid $S^{(s)}$ de chaque système de glissement.

$$D^p = \sum_{s=1}^{12} \dot{\gamma}^{(s)} D^{(s)} \quad \text{avec} \quad D^{(s)} = \frac{1}{2} (S^{(s)} + S^{(s)T}) \quad (6)$$

$$W^p = \sum_{s=1}^{12} \dot{\gamma}^{(s)} W^{(s)} \quad \text{avec} \quad W^{(s)} = \frac{1}{2} (S^{(s)} - S^{(s)T}) \quad (7)$$

$$S^{(s)} = m^{(s)} \otimes n^{(s)} \quad (8)$$

$S^{(s)T}$ est la transposée de $S^{(s)}$.

La contrainte de cisaillement résolue est calculée dans chaque système de glissement avec la loi de Schmid généralisée.

$$\tau^{(s)} = \sigma : D^{(s)} \quad (9)$$

« : » est un produit doublement contracté.

Le taux de cisaillement est calculé par une loi puissance [12]

$$\dot{\gamma}^{(s)} = \dot{\varepsilon} \operatorname{sgn}(\tau^{(s)}) \left| \frac{\tau^{(s)}}{\tau_c^{(s)}} \right|^n \quad \text{avec} \quad \dot{\varepsilon} = \sqrt{\frac{2}{3} D : D} \quad (10)$$

Où n est un coefficient numérique, $\tau_c^{(s)}$ est la contrainte de cisaillement critique permettant l'activation des systèmes de glissement. Kok et al. [12] ont modifié le taux de cisaillement de référence $\dot{\gamma}_0$ dans la loi puissance classique par $\dot{\varepsilon}$, le taux de déformation équivalent.

L'évolution de $\dot{\sigma}$ est donnée par :

$$\dot{\sigma} = C : (D - D^p) + (W - W^p)\sigma - \sigma(W - W^p) - \sigma \operatorname{tr}(D) \quad (11)$$

Afin de caractériser le comportement thermo-viscoplastique du matériau lors de la déformation plastique, nous utilisons la loi MTS (mechanical threshold stress) développée par Follansbee et Kocks [13] et par Gourdin et Lassila [14]. Cette loi a été modifiée par Kok et al. [12] pour calculer l'évolution de la contrainte critique $\tau_c^{(s)}$.

$$\tau_c^{(s)} = \tau_{c0} + S_\varepsilon \tau_\varepsilon \quad (12)$$

avec

$$S_\varepsilon = \left[1 - \left(\frac{kT}{g_{\varepsilon 0} \mu b^3} \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}_{\varepsilon 0}}{\dot{\varepsilon}^p} \right) \right)^{1/q_\varepsilon} \right]^{1/p_\varepsilon} \quad \text{avec} \quad \dot{\varepsilon}^p = \sqrt{\frac{2}{3} D^p : D^p} \quad (13)$$

L'évolution de $\dot{\tau}_\varepsilon$ est donnée par la formule suivante :

$$\dot{\tau}_\varepsilon = \theta(T, \dot{\varepsilon}^p, \tau_\varepsilon) \sum_{s=1}^{12} |\dot{\gamma}^{(s)}| \quad (14)$$

avec

$$\theta = \theta_0 \left(1 - \frac{\tanh\left(\frac{\alpha \tau_\varepsilon}{\tau_{\varepsilon s}}\right)}{\tanh(\alpha)} \right) \quad \text{et} \quad \theta_0 = 2150 + 0.03 \dot{\varepsilon}^p \quad (15)$$

La contrainte de seuil $\tau_{\varepsilon s}$ est fonction de la vitesse de déformation et de la température, donné par la relation suivante :

$$\ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}^p}{\dot{\varepsilon}_{\varepsilon s 0}} \right) = \frac{g_{\varepsilon 0} \mu b^3}{kT} \ln \left(\frac{\tau_{\varepsilon s}}{\tau_{\varepsilon s 0}} \right) \quad (16)$$

L'algorithme utilisé pour décrire le comportement des matériaux dans ABAQUS a été implémenté dans un sous-programme VUMAT.

3 Modèle numérique

La technique CEL est souvent utilisée pour modéliser les interactions fluide-structure. De plus, cette méthode est adaptée aux problèmes de grandes déformations car elle évite les distorsions du maillage. Dans notre modèle CEL, l'outil, représenté par un maillage lagrangien, est fixe, tandis que la pièce à usiner se meut dans un maillage eulérien fixe et régulier à la vitesse de coupe. Le maillage eulérien est divisé en deux

parties : le domaine matériel initial et le domaine du vide (Figure 1). Afin de limiter le nombre d'éléments, le domaine du vide est optimisé en limitant la zone où le copeau peut se former. Le domaine est maillé avec 22 214 éléments cubiques EC3D8RT qui ont 8 nœuds et une taille de 2 μm . Le problème est 3D avec un élément dans l'épaisseur. La vitesse des nœuds dans la direction hors plan est nulle. Ducobu et al. [15] ont utilisé ce type de conditions et ont constaté que les résultats obtenus étaient similaires à ceux rencontrés à mi largeur de la pièce (largeur de la pièce dans la direction hors plan), loin des bords.

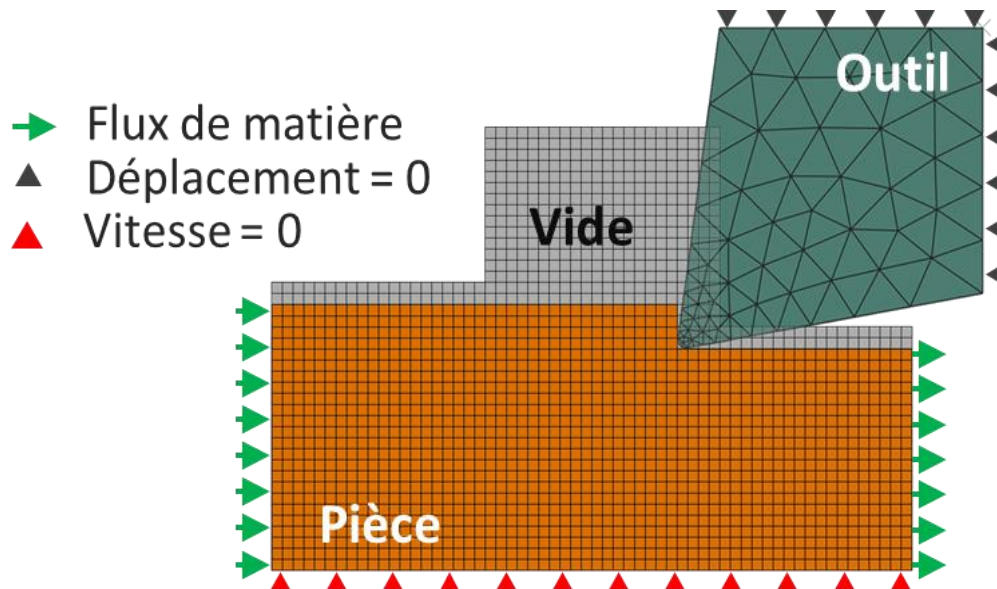


Figure 1 : Géométries, maillages et conditions aux limites pour le modèle CEL 3D avec un élément dans la direction hors. La vitesse des nœuds dans la direction hors plan est nulle.

3.1 Propriétés du matériau

Dans le présent travail, un monocristal de cuivre est utilisé. Les données matériaux sont présentées dans les tableaux 1 et 2.

Tableau 1 : Propriétés de cuivre [14]

Propriétés	Pièce	Outil
Densité, ρ (kg/m^3)	8940	15,000
Module de Young, E (GPa)	95	700
Coefficient de Poisson, ν	0.33	0.27
Conductivité k (W/mK)	400	280
Expansion, α (K^{-1})	16	4.4
Chaleur spécifique, C_p (J/KgK)	385	175

Tableau 2 : Paramètres du loi MTS pour un monocristal de cuivre

n	$\tau_{c0}[\text{MPa}]$	p_ε	q_ε	α	k/b^3 [MPa]	$\tau_{\varepsilon s0}[\text{MPa}]$	$g_{\varepsilon 0}$	$\dot{\varepsilon}_{\varepsilon s0}$	$\dot{\varepsilon}_{\varepsilon 0}$
1	13	2/3	1	2	0.823	366	1.6	$5.66 \cdot 10^{10}$	10^7

3.2 Conditions de coupe

Les conditions de coupe utilisées dans cette étude sont présentées dans le tableau suivant :

Tableau 3 : Conditions de coupe

Vitesse de coupe, v_c (m/min)	60
Avance, f_c (μm)	10
Angle de coupe, γ ($^\circ$)	15
Angle de dépouille, α ($^\circ$)	5
Rayon d'arête de l'outil, r (μm)	3
Largeur de la pièce, w (mm)	1
Coefficient de frottement	0.1

4 Résultats et discussion

4.1 Analyse des efforts de coupe et de la température

L'effort de coupe calculé avec la simulation CEL du micro-usinage est illustré dans la Figure 2 et montre une valeur moyenne de 6 N. Cette valeur moyenne se situe dans la plage des efforts de coupe rencontrés dans la littérature du micro-usinage.

La Figure 3 montre la morphologie et la température du copeau. On observe de faible température par rapport à l'usinage conventionnel (67°). Des températures moyennes de ces ordres ont été observées expérimentalement par Guang et al. dans le cadre de l'aluminium [16].

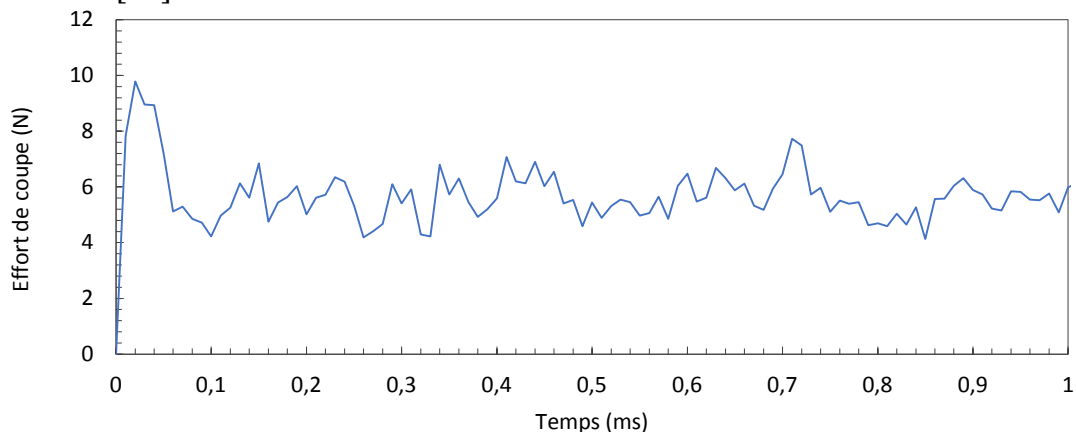


Figure 2 : Effort de coupe calculé avec l'approche CEL

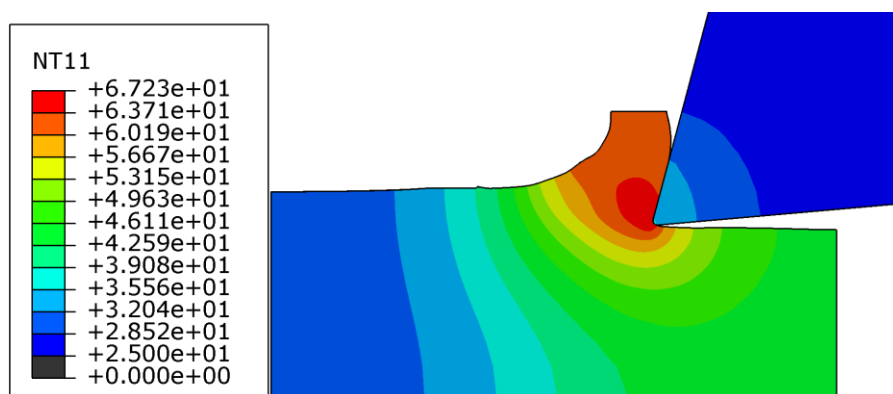


Figure 3 : Morphologie et température dans le copeau

4.2 Analyse de l'effet de l'orientation du cristal sur les efforts

Enfin, pour observer l'influence de la microstructure de la pièce sur le micro-usinage, la Figure 4 montre la dépendance des efforts de coupe en fonction de l'angle de rotation du monocristal autour de l'axe Z (hors du plan XY). Les conditions de coupe choisies sont

une vitesse de coupe de 60 m/min et une avance de 20 μm . Initialement, les directions X, Y et Z de la pièce coïncident avec les directions cristallographiques [001], [010] et [100] du monocristal de cuivre, respectivement. Ensuite, la pièce a été tournée de 0° à 180°. En effet, on obtient pour les orientations 0°, 90° et 180° des efforts de coupe maximaux de 8 N, tandis que pour des orientation 30° et 120° on relève des efforts minimaux de 7N. des effets de l'orientation sur les efforts de coupe ont été observés expérimentalement par Cohen et al. [17] sur un monocristal d'aluminium.

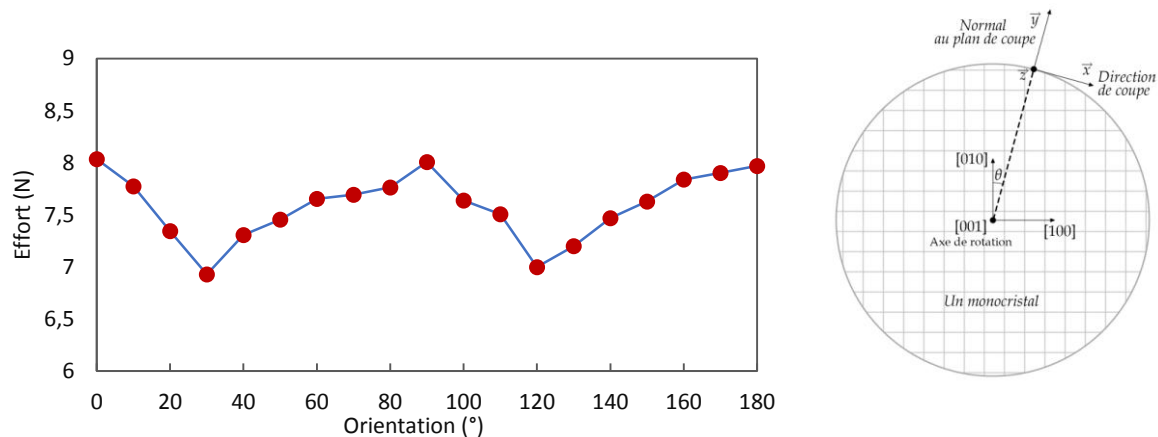


Figure 4 : effet de l'orientation sur les efforts de coupe

5 Conclusions et perspectives

L'approche CEL présente plusieurs avantages, car aucun critère d'endommagement n'est nécessaire pour contrôler la séparation du matériau. En effet, cette séparation est réalisée par une déformation plastique sévère. La simulation CEL élimine les problèmes de distorsion du maillage. Cette approche semble prometteuse pour simuler la micro coupe orthogonale. Il sera intéressant d'examiner dans un prochain travail le micro-usinage d'une structure polycristalline.

Références

- [1] K. Cheng and D. Hou, *Micro-Cutting : Fundamentals and Applications*, John Wiley & Sons, 2013, pp. 366
- [2] B. L. Lawson, N. Kota, and O. Burak Ozdoganlar, Effects of Crystallographic Anisotropy on Orthogonal Micromachining of Single-Crystal Aluminum, *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, vol. 130, 2008, pp. 031116
- [3] N. Kota, A. D. Rollett, and O. B. Ozdoganlar, A Rate-Sensitive Plasticity-Based Model for Machining of fcc Single-Crystals–Part II : Model Calibration and Validation, *Journal of Manufacturing Science and Engineering.*, vol. 133, 2011, pp. 031018.
- [4] Y. Ayed, C. Robert, G. Germain, and A. Ammar, Orthogonal micro-cutting modeling of the Ti17 titanium alloy using the crystal plasticity theory, *Finite Elem. Anal. Des.*, vol. 137, 2017, pp. 43–55.
- [5] S. A. Tajalli, M. R. Movahhedy, and J. Akbari, Simulation of orthogonal micro-cutting of FCC materials based on rate-dependent crystal plasticity finite element model, *Comput. Mater. Sci.*, 2014, pp. 79–87.

- [6] F. Ducobu, E. Rivière-Lorphèvre, and E. Filippi, Application of the Coupled Eulerian-Lagrangian (CEL) method to the modeling of orthogonal cutting, *Eur. J. Mech. - A/Solids*, vol. 59, 2016, pp. 58–66.
- [7] F. Shuang, X. Chen, and W. Ma, Numerical analysis of chip formation mechanisms in orthogonal cutting of Ti6Al4V alloy based on a CEL model, *Int. J. Mater. Form.*, vol. 11, no. 2, 2018, pp. 185–198.
- [8] F. Ducobu, P.-J. Arrazola, E. Rivière-Lorphèvre, G. O. de Zarate, A. Madariaga, and E. Filippi, The CEL Method as an Alternative to the Current Modelling Approaches for Ti6Al4V Orthogonal Cutting Simulation, 16th CIRP Conference on Modelling of Machining Operations, vol. 58, 2017, pp. 245–250.
- [9] J. R. Rice, Inelastic constitutive relations for solids: An internal-variable theory and its application to metal plasticity, *J. Mech. Phys. Solids*, vol. 19, no. 6, 1971, pp. 433–455.
- [10] D. Peirce, R. J. Asaro, and A. Needleman, An analysis of nonuniform and localized deformation in ductile single crystals, *Acta Metall.*, vol. 30, no. 6, 1982, pp. 1087–1119.
- [11] A. Needleman, R. J. Asaro, J. Lemonds, and D. Peirce, Finite element analysis of crystalline solids, *Comput. Methods Appl. Mech. Eng.*, vol. 52, no. 1–3, 1985, pp. 689–708.
- [12] S. Kok, A. J. Beaudoin, and D. A. Tortorelli, A polycrystal plasticity model based on the mechanical threshold, *Int. J. Plast.*, vol. 18, no. 5–6, 2002, pp. 715–741.
- [13] P. S. Follansbee and U. F. Kocks, A constitutive description of the deformation of copper based on the use of the mechanical threshold stress as an internal state variable, *Acta Metall. Mater.*, vol. 36, no. 1, 1988, pp. 81–93.
- [14] W. H. Gourdin and D. H. Lassila, Flow stress of OFE copper at strain rates from 10⁻³ to 10⁴ s⁻¹: Grain-size effects and comparison to the mechanical threshold stress model, *Acta Metall. Mater.*, vol. 39, no. 10, 1991, pp. 2337–2348.
- [15] F. Ducobu, E. Rivière-Lorphèvre, and E. Filippi, Mesh influence in orthogonal cutting modelling with the Coupled Eulerian-Lagrangian (CEL) method, *Eur. J. Mech. - A/Solids*, vol. 65, 2017, pp. 324–335.
- [16] Chen, Guang & Ren, Chengzu & Zhang, Pan & Cui, Kuihu & Li, Yuanchen. (2013). Measurement and finite element simulation of micro-cutting temperatures of tool tip and workpiece. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. 75. 16–26. 10.1016/j.ijmachtools.2013.08.005.
- [17] Cohen, P. H., 1982, “The Orthogonal In-Situ Machining of Single and Polycrystalline crystalline Aluminum and Copper,” Ph.D. thesis, Ohio State University, Columbus, OH