



Etude de l'influence de l'acuité d'arête en micro-coupe d'un acier par modélisation EF et SPH

Lobna Chaabani^{(a)*}, Romain Piquard^(b), Radouane Abnay^(a), Michaël Fontaine^(a), Alexandre Gilbin^(a), Philippe Picart^(a), Sébastien Thibaud^(a), Alain D'Acunto^(b), Daniel Dudzinski^(b)

(a) Institut FEMTO-ST (UMR 6174), Dept. Mécanique Appliquée, Université Bourgogne Franche-Comté, CNRS/ENSMM/UFC, 24 chemin de l'épître 25000 Besançon, France

(b) Laboratoire LEM3 (UMR 7239), Dept. T-PRIO, Université de Lorraine/Arts et Métiers ParisTech, 7 rue Félix Savart, 57070 Metz, France

*Correspondant(e) : lobna.chaabani@univ-fcomte.fr

Résumé :

Contrairement à l'usinage conventionnelle, l'arête de coupe en micro-usinage n'est plus parfaitement tranchante. Elle est rayonnée, d'où l'appellation rayon d'acuité d'arête. Ce dernier a des effets sur le mécanisme de formation de copeau en micro-coupe. Ce travail est consacré à l'étude de l'influence du rayon d'acuité d'arête sur la micro-coupe de l'acier trempé type AISI 4340 à travers deux différents modèles numériques, en éléments finis et en méthode particulaire (SPH). Les formes de copeaux, Les efforts de coupe et les champs de contraintes sont comparés avec ceux obtenus expérimentalement. Les résultats obtenus montrent l'influence de l'acuité d'arête sur les efforts de coupe et la forme de copeau, surtout pour des ratio h_c/r_β inférieurs à 1. Ils montrent aussi que les deux types de modélisation permettent de proposer un outil fiable pour étudier ce type d'effet d'échelle car les résultats obtenus sur les efforts et les champs de contraintes montrent une bonne corrélation avec les résultats expérimentaux. Néanmoins certaines différences demeurent dans la forme du copeau simulée, ainsi que dans la mise en œuvre et l'exploitation des résultats entre les deux approches, qu'il convient de commenter.

Mots clés : Micro-usinage ; Acier AISI 4340 ; Modélisation par éléments finis ; Modélisation SPH ; Acuité d'arête ; Effort de coupe ; Forme de copeaux.

1. Introduction

Le micro-usinage est un procédé qui permet l'obtention de composants de géométries complexes. Cependant la coupe à l'échelle microscopique se différencie de celle conventionnelle, par exemple le rayon d'acuité d'arête influence le mécanisme de coupe en ce qui concerne le rayon de coupe, l'effort de coupe, la forme de copeau etc. Ce phénomène, appelé effet d'échelle, a un très grand impact sur le processus de coupe. Afin de mieux comprendre l'influence de cet effet d'échelle sur le mécanisme de la micro-coupe plusieurs recherches ont été menées. Des études expérimentales ont été menées sur la micro-coupe de l'acier (Childs, 2010), et il est montré que l'effort de coupe augmente si le rayon d'acuité augmente. Comme l'étude expérimentale prend du temps et est assez coûteuse, les chercheurs ont largement étudié l'utilisation des simulations numériques dans la compréhension du processus d'enlèvement de la matière en micro-coupe. La majorité des modèles numériques ont été développés dans le cadre de la méthode de différence finis, la méthode des éléments finis et la méthode sans maillage (Mechri, 2016). Dans plusieurs études ces méthodes sont consacrées à l'étude de la micro-coupe orthogonale pour des raisons de simplification (Boubakri, 2019) (Huang, 2020). La méthode de modélisation en éléments finis a été utilisée pour étudier l'influence de rayon d'acuité sur l'effort de coupe (Wu, 2016). Dans ce travail la modélisation numérique de la coupe orthogonale d'un acier de type AISI 4340 trempé à près de 50 HRC est établie par deux différentes méthodes en éléments finis et en méthode particulaire (SPH) dans le but d'étudier l'influence de l'acuité d'arête sur la micro-coupe en la faisant varier. Pour chaque modèle sont étudiés l'évolution de l'effort de coupe, la formation de copeau et les zones de contrainte afin de les comparer avec les résultats expérimentaux issus des travaux antérieurs de l'équipe. Une corrélation des résultats issus du modèle avec ceux trouvés dans la littérature a été observée mais la prédiction des paramètres étudiés vis-à-vis des essais expérimentaux est variable selon la méthode de simulation. Il est mis en évidence que l'effort de coupe augmente en augmentant le rayon d'acuité, et que la forme du copeau et la distribution des contraintes dépendent du ratio h_c/r_β . Enfin, de nouvelles pistes sont données pour la modélisation de la micro-coupe et l'exploitation de ce type de modèle.

2. Méthodes de modélisation

2.1 Configuration globale des modèles

Un premier modèle 2D de la coupe orthogonale par éléments finis (EF) est développé sous le logiciel de modélisation et d'analyse numérique ABAQUS avec un schéma d'intégration dynamique explicite pour analyser le mécanisme de coupe. Pour des raisons de simplification la température a été négligée dans ce modèle. Les calculs ont duré 4 heures sur un ordinateur fixe de processeur 3,4 GHz et de 8 Go de RAM. Ce modèle a été développé ensuite en 3D afin de comparer les efforts de coupe avec les valeurs expérimentales sur des configurations de conditions de coupe spécifiques (les temps de calcul sont alors multipliés par 3 ou 4 pour une largeur de coupe de 4 μm).

Un second modèle 3D par SPH est aussi développé et permet d'étudier également la coupe orthogonale. Cette modélisation utilise une méthode particulaire : la pièce usinée est représentée par un maillage de particules. Chaque particule aura une influence dans

un voisinage. L'influence dépend de la distance entre les particules à partir d'une fonction de pondération W . L'avantage est qu'aucun remaillage n'est nécessaire et que l'endommagement se fait naturellement lorsque les particules sortent des zones d'influence. L'inconvénient principal est la gestion des bords libres dont les particules présentent un voisinage partiel. En conséquence, les variables d'état ne sont pas évaluées de manière optimale.

Dans le but de réduire le temps de calcul, l'outil (en carbure) est considéré dans les deux modélisations comme un corps rigide en raison de sa grande raideur par rapport à l'acier.

Pour une modélisation réaliste un angle de coupe de $\gamma = 8^\circ$, un angle de dépouille de $\alpha = 6^\circ$ et des rayons d'acuité de 1,5 ; 2 ; 5 ; 8 ; 10 (μm) sont appliqués à l'outil de coupe. La vitesse V_c appliquée à l'outil de coupe est la même que celle utilisée dans la partie expérimentale ($V_c = 40 \text{ m/min}$) et la hauteur de coupe prise est $h_c = 4 \mu\text{m}$.

Pour la modélisation EF, l'outil est représenté par un point de référence où une vitesse constante est appliquée durant la coupe. Ce point est également utilisé pour extraire les données de calculs. L'interaction outil/pièce est modélisée avec un contact surfacique (« surface to surface contact » dans Abaqus) avec la loi de frottement de Colomb comme définie dans la bibliographie (Lasri, 2009) et le coefficient de frottement apparent attribué dans ce cas est $\mu = 0,63$ (identifié à partir des essais de coupe instrumentés).

La figure 1 montre la géométrie les conditions aux limites et le maillage.

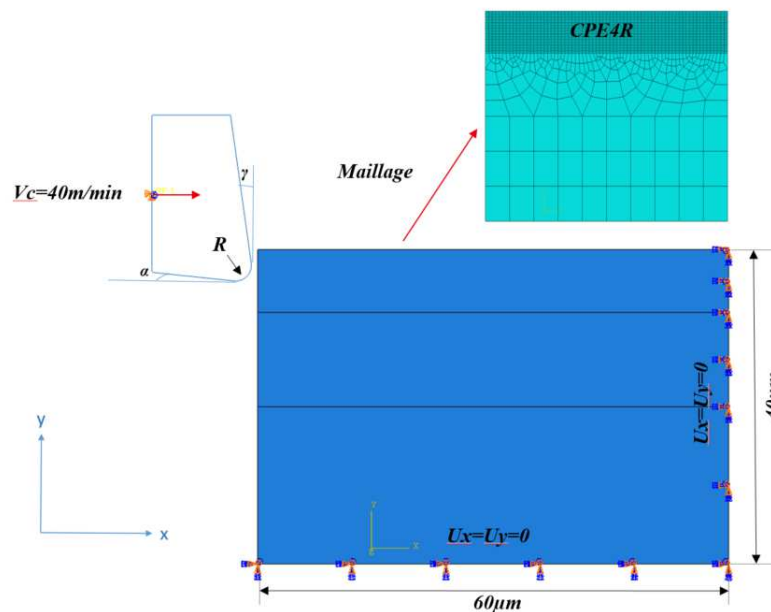


Figure 1 Géométrie, conditions aux limites et maillage du modèle EF

Un maillage fin de taille $= 0,01 \mu\text{m}^2$ est appliqué dans la zone de fortes déformations avec des éléments quadratiques de premier ordre avec une intégration réduite. L'utilisation de ce type d'élément peut conduire à des modes de déformation à énergie nulle, appelés modes de « Hourglass » qu'il faut éliminer. Il est couramment admis dans la littérature que l'énergie artificielle imposée aux éléments pour prévenir les modes d'Hourglass ne doit pas excéder 10% de l'énergie interne du modèle (Barge, 2018).

Dans ce contexte, une étude comparative entre les différentes méthodes de gestion de l'« Hourglass » abouti à choisir la méthode « Combined » car elle impose aux éléments une énergie artificielle la plus importante et elle donne un rayon de courbure de copeau plus important par rapport aux autres modes.

Concernant la modélisation SPH, une méthode de pénalisation est utilisée pour prendre en compte le contact. Lorsqu'un élément esclave (particule de la pièce usinée) pénètre un élément maître d'une certaine distance suivant la normale au contact, un effort de contact équivalent à un ressort travaillant uniquement en traction est défini et tend à éjecter l'élément pénétrant. Le frottement est également représenté par un modèle de Coulomb.

La modélisation est présentée sur la figure 2. La pièce est soumise à des conditions aux limites en déplacement sur le bord libre inférieur (encastrement) et sur le bord gauche (déplacement en X nul). Les flancs sont également contraints en déplacement (déplacement en Z nul). La longueur usinée L est de 200 μm , la largeur de coupe w est de 5 μm et la hauteur définie sous l'outil est de 20 μm . La densité de particules est homogène et se caractérise par une disposition en maillage carré avec une distance entre particules d de 1 μm .

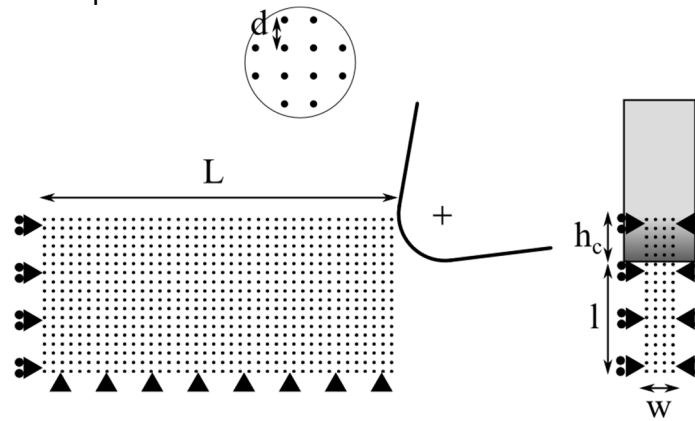


Figure 2 : Géométrie, conditions aux limites et maillage du modèle SPH

2.2 Propriétés du matériau et critère d'endommagement

La loi utilisée pour présenter l'approche physique du processus de coupe est la loi de Johnson Cook (cf équation (1)). Cette loi est largement employée pour décrire le comportement d'un matériau en usinage et exprime la contrainte équivalente de Von Mises en fonction de la déformation plastique, la vitesse de déformation et la température. Dans ce modèle l'effet de la température est négligé pour des raisons de simplification de calcul.

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

Où ε est la déformation plastique équivalente, $\dot{\varepsilon}$ est la vitesse de déformation plastique équivalente, T_{melt} est la température de fusion, T_{room} est la température ambiante et n représente l'index de dureté de matériau. Les paramètres de Johnson Cook A , B et C représentent respectivement la limite élastique, la déformation et la sensibilité à la vitesse de déformation liés au matériau. Le matériau utilisé dans la partie expérimentale

menée lors de travaux antérieurs est le 45NiCrMo16, proche du AISI 4340 considéré dans les modèles (dont la nuance commune est le 41NiCrMo7). Les deux matériaux sont dans un état trempé proche de 50 HRC. Leur comportement est donc supposé suffisamment proche dans l'optique d'une comparaison sur les efforts générés (Piquard, 2016). Le tableau 1 montre les propriétés physiques et mécaniques de l'acier AISI 4340 utilisé dans les simulations, y compris les paramètres de la loi de Johnson Cook implémentés.

Tableau 1 Propriétés physiques et mécaniques de l'AISI 4340 (Mabrouki, 2006)

Désignation ISO	41NiCrMo7
Densité	7,85 g/cm ³
Module de Young	207 GPa
Coefficient de Poisson	0,33
Paramètres de Johnson Cook utilisés	A =792 ; B=510 ; C=0,014 ; n=0,26

L'utilisation d'un formalisme Lagrangien nécessite l'utilisation d'un critère de séparation entre la pièce usinée et le copeau en modélisation par éléments finis. Ce critère est exprimé par une loi d'endommagement de Jonson Cook. Elle exprime l'influence de déformation, la vitesse de déformation et la température dans la caractérisation de la rupture du matériau. Dans ce modèle l'effet de la température est négligé pour des raisons de simplification de calcul. L'équation qui décrit la loi d'endommagement de Johnson Cook est décrite ci-dessous :

$$\varepsilon = [D_1 + D_2 \exp(-D_3 \eta)] \times \left[D_4 + \ln \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right] \times \left[1 + D_5 \left(\frac{T - T_{room}}{T_{melt} - T_{room}} \right) \right] \quad (2)$$

Le tableau 2 montre les paramètres du critère d'endommagement de Johnson Cook.

Tableau 2 Paramètres d'endommagement de JC pour l'AISI 4340 (Mabrouki, 2006)

D_1	D_2	D_3	D_4
0,05	3,44	-2,12	0,002

Cette loi d'endommagement n'est pas nécessaire en modélisation SPH, les particules s'écartant lors de la formation du copeau, elles s'écartent mutuellement des zones d'influence lors de la séparation. L'endommagement est alors intrinsèque à la résolution SPH. La modélisation SPH nécessite par contre une équation d'état sous forme polynomiale (3) visant à définir la pression P en fonction de la variation de volume μ du système.

$$P = C_0 + C_1\mu + C_2\mu^2 + C_3\mu^3 + (C_4 + C_5\mu + C_6\mu^2)E \quad (3)$$

Ici, seul le paramètre C_1 est non nul et correspond au module d'incompressibilité K du matériau, celui-ci étant considéré comme isotrope. Ce module est lié au module d'Young E et au coefficient de Poisson ν par l'équation suivante :

$$K = \frac{E}{3(1 - 2\nu)} \quad (4)$$

3. Validation de modèle via les résultats expérimentaux

3.1 Comparaison des efforts de coupe numériques et expérimentaux

La validation d'un modèle numérique se fait par corrélation avec des résultats expérimentaux. Dans ce travail, certaines simulations numériques utilisent les mêmes conditions de coupe et géométrie d'outil que les essais d'usinage de micro-coupe élémentaire (Piquard, 2016). Il s'agit alors de simulations 3D avec pour largeur de coupe $w = 4 \mu\text{m}$ en EF et $w = 5 \mu\text{m}$ en SPH. Les efforts de coupe sont comparés entre eux en considérant une dépendance linéaire à l'épaisseur de coupe w .

Si on regarde la distribution des contraintes au cours de la coupe illustrée à la figure 3, les différentes zones caractéristiques, notamment de cisaillement, sont clairement identifiables.

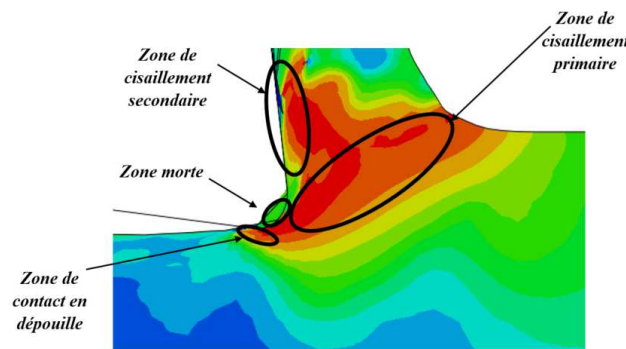


Figure 3 Les zones caractéristiques de déformation dans les résultats du modèle EF

La figure 4 montre l'évolution des efforts de coupe suivant F_c (effort dans la direction de coupe) et F_f (effort dans la direction de l'avance) pour un outil d'angle de coupe $\gamma = 8^\circ$ et de dépouille $\alpha = 8^\circ$, une largeur de coupe de $318 \mu\text{m}$.

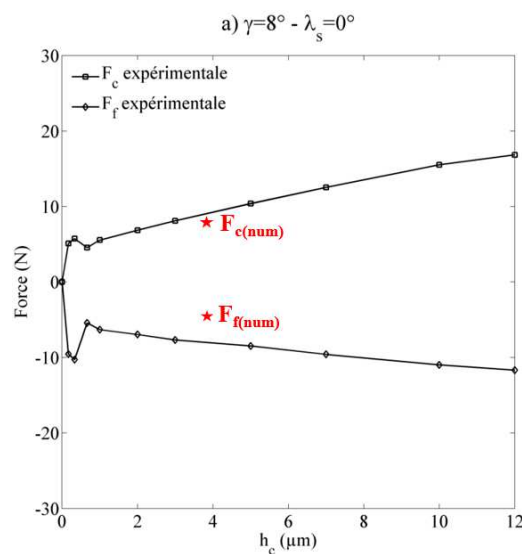


Figure 4 Comparaison des efforts de coupe obtenus pour $w = 318 \mu\text{m}$: Essais expérimentaux pour h_c de 0,2 à $12 \mu\text{m}$ (Piquard, 2016) et valeurs issues de simulation EF pour $h_c = 4 \mu\text{m}$

A titre d'exemple pour comparer les résultats, si on considère une épaisseur de coupe $h_c = 4 \mu\text{m}$, on remarque que les efforts de coupe qui résultent du modèle éléments finis sont du même ordre que les efforts obtenus expérimentalement :

$F_{c(\text{num})} = 7 \text{ N}$ et $F_{f(\text{num})} = -4 \text{ N}$ contre $F_{c(\text{exp})} = 8 \text{ N}$ et $F_{f(\text{exp})} = -7 \text{ N}$ pour la même hauteur de coupe $h_c = 4 \mu\text{m}$.

Concernant la modélisation par la méthode SPH, les efforts de coupe sont sous-estimés : pour les mêmes paramètres que décrits ci-dessus, l'effort de coupe F_c est de l'ordre de 3,2 N soit un rapport de 3 avec les résultats expérimentaux. On retrouve par contre le même rapport F_c/F_f proche de 2 obtenu par la méthode EF.

3.2 Etude de l'influence de rayon d'acuité d'arête

Pour étudier l'influence de r_β et h_c sur la micro-coupe, un angle de coupe $\gamma = 8^\circ$ est fixé. Les rayons d'acuité d'arête et la hauteur de coupe sont fixés respectivement à 2-5-8-10 μm et 2-4 μm , comme indiqué dans le tableau 3. L'observation de la contrainte équivalente de Von Mises montre que quelque-soit la hauteur de coupe ou le rayon d'acuité, la contrainte maximale est dans tous les cas de l'ordre de $V_m = 1500 \text{ MPa}$. Par contre la forme de copeau et les distributions de champ de contraintes sont différentes suivant le cas. Les résultats de simulation avec des rayons d'acuité d'arête plus grands montrent que les zones de cisaillement se fusionnent en formant une seule zone. Ceci explique l'augmentation de l'effort de coupe suivant l'axe y pour les configurations où le rapport h_c/r_β est inférieur à 1 (figure 5). Dans ce cas la matière est écrouie et donne naissance à des contraintes résiduelles qui peuvent affecter les propriétés mécaniques au niveau de la surface du matériau usiné.

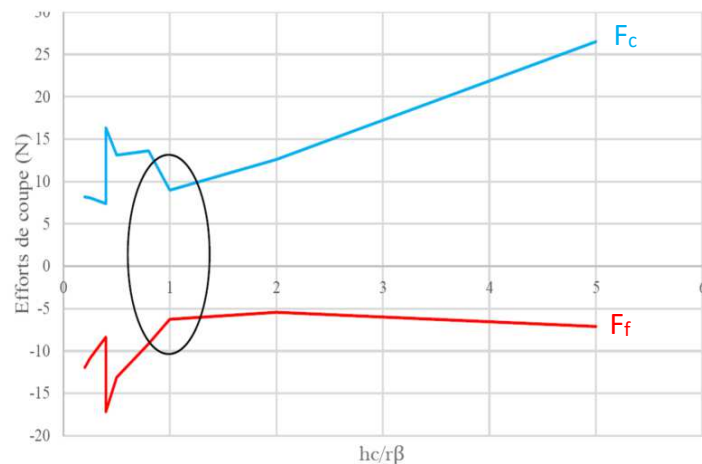
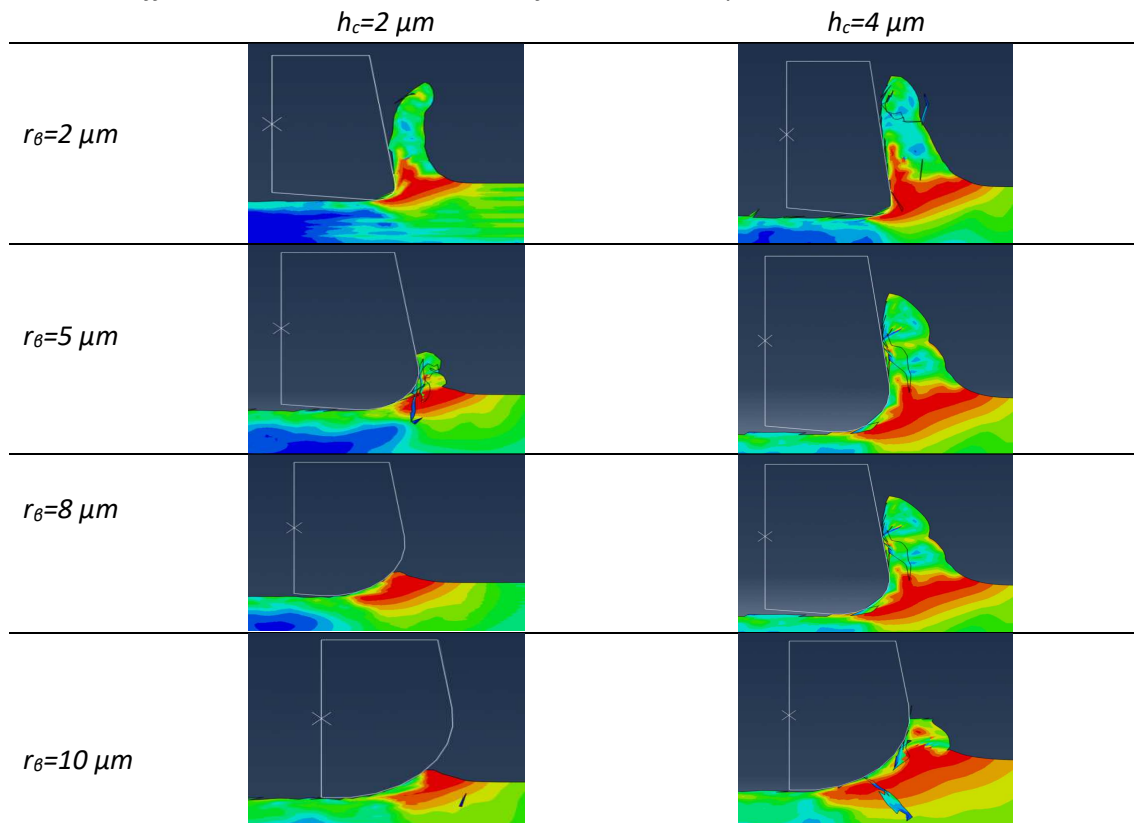


Figure 5 L'évolution de l'effort de coupe F_c et F_f en fonction de rapport h_c/r_β

Pour la méthode SPH, le rayon d'acuité d'arête, la hauteur de coupe et l'angle de coupe ont été les principaux paramètres étudiés. Principalement 3 valeurs ont été étudiées pour h_c (2 ; 11 et 20 μm) et pour γ (-8, 0 et 8°). Le paramètre h_c variait pour sa part entre 1 et 14 μm . Comme pour la méthode EF, la contrainte de Von Mises maximale de 1320 MPa est atteinte dans quasiment tous les cas présentés.

Tableau 3 Effet de variation de r_β et h_c sur la formation de copeau

La figure 6 montre l'évolution des efforts de coupe (en valeur absolue) dans les différents cas de figure.

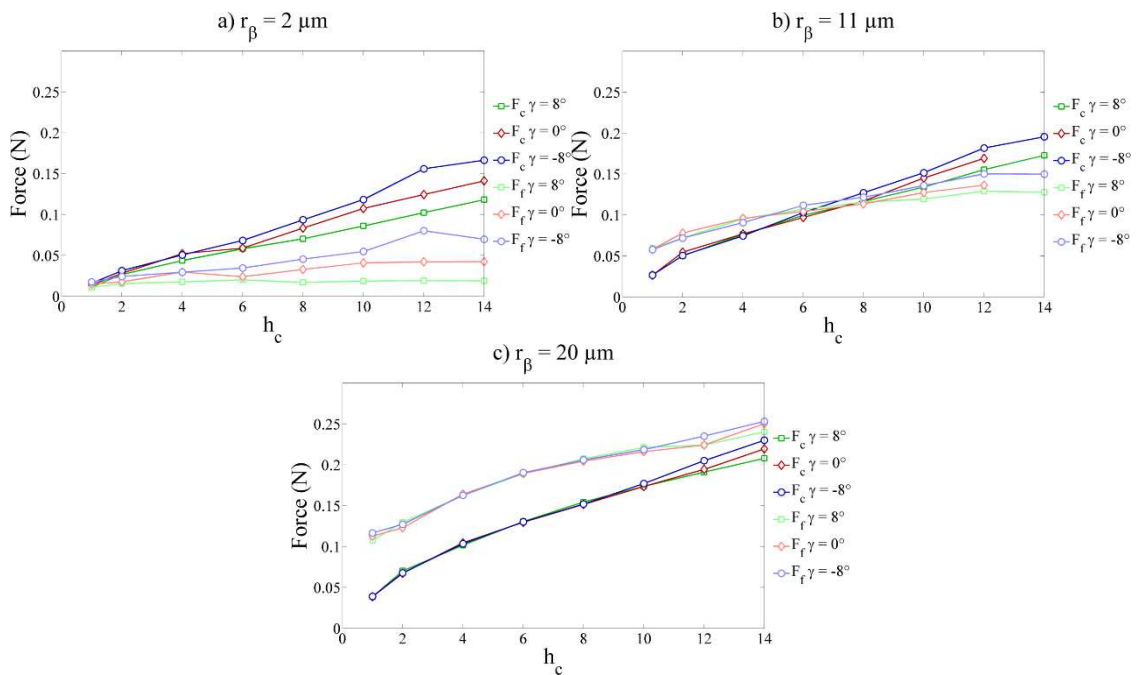


Figure 6 : Efforts de coupe en fonction de h_c pour différents angles de coupe et pour $r_\beta = 2 \mu m$ (a), $r_\beta = 11 \mu m$ (b), $r_\beta = 20 \mu m$ (c)

Plusieurs points sont à souligner. Le premier est que r_β est largement influent sur les efforts de coupe. Le deuxième est que lorsque h_c est faible devant r_β l'angle de coupe n'a pas d'influence sur les résultats. Enfin, en dessous d'une certaine valeur de h_c dépendante de r_β , la composante d'effort de coupe est plus faible que la composante d'effort d'avance (principalement lorsque l'angle de coup n'est plus influent).

En traçant le rapport F_f/F_c en fonction du rapport h_c/r_β (figure 7), on peut voir que pour un rapport h_c/r_β inférieur à 0,8, la composante F_f est supérieure à F_c . De même, l'angle de coupe ne présente plus d'influence sur les efforts pour un rapport h_c/r_β inférieur à 1. On remarquera que le paramètre adimensionnel h_c/r_β permet d'obtenir des résultats complètement indépendants du rayon d'acuité d'arête.

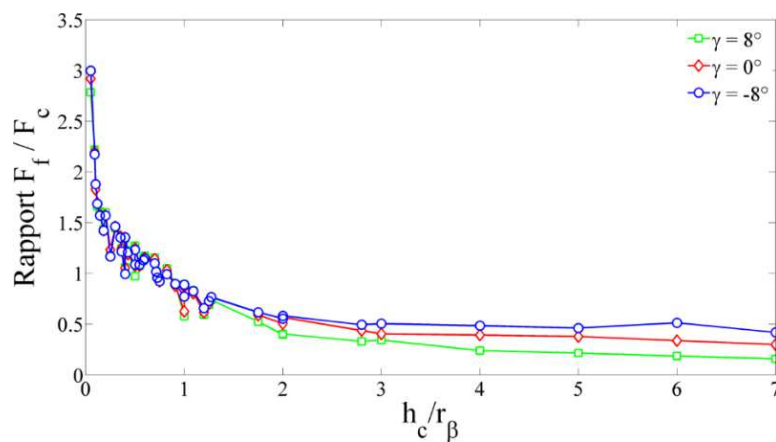


Figure 7 : Rapport F_f/F_c en fonction du rapport h_c/r_β

La figure 8 résume la géométrie de la zone de formation du copeau au travers de la contrainte maximale de Von Mises en fonction du rapport h_c/r_β . On peut observer que pour des rapports faibles, la zone démarre au point le plus bas de l'outil puis prend une forme de virgule sans suivre la partie rayonnée de l'outil, faisant penser à l'apparition d'une zone morte. Pour les rapports les plus hauts, on obtient une forme de bande qu'on retrouve classiquement dans la littérature.

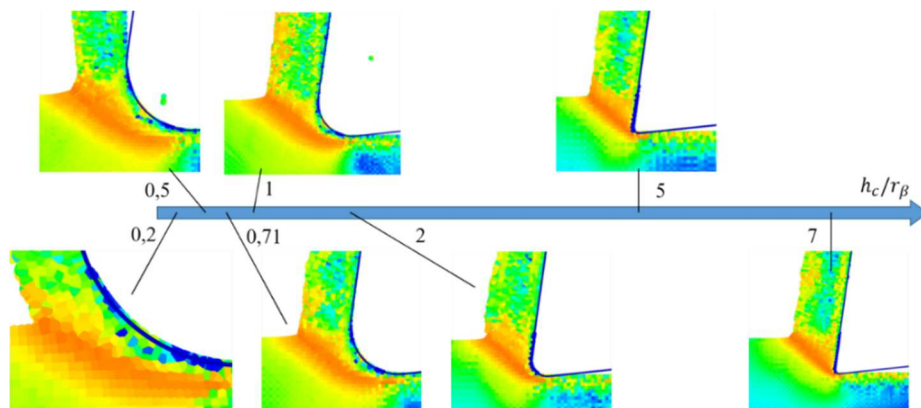


Figure 8 : Géométrie de la zone de formation du copeau en fonction du rapport h_c/r_β

4. Conclusion

Cette partie décrit la modélisation de la coupe orthogonale de l'acier trempé AISI 4340 par la méthode éléments finis et SPH. Le modèle montre la distribution de la contrainte équivalente de Von Mises, l'évolution de l'effort de coupe et la morphologie de copeau pour étudier l'effet de la géométrie de l'outil plus précisément le rayon d'acuité d'arête. Les résultats montrent des valeurs maximales d'effort de coupe et de contrainte de Von Mises plus important que celles de la coupe à l'échelle macroscopique. Ceci est dû à la réduction des dimensions de l'outil. Une grande sensibilité au rapport h_c/r_β a été observée à partir de la distribution du champ de contrainte. Finalement les efforts de coupes sont bien validés via les résultats expérimentaux d'où la validation du modèle. La méthode SPH présente quelques divergences avec les résultats expérimentaux, principalement sur la valeur des efforts et sur la forme du copeau. Il y a cependant des informations concordantes avec la méthode EF et avec certaines observations expérimentales, plus particulièrement l'influence du rapport h_c/r_β sur les efforts spécifiques de coupe ou sur la formation du copeau. Les méthodes numériques sont ainsi complémentaires pour décrire les phénomènes non observables par expérimentation.

Remerciements

Cette étude est financée par le Ministère de l'Enseignement Supérieur de la recherche et de l'Innovation. Elle est menée dans le contexte thématique du groupe de travail Manufacturing'21 regroupant 20 laboratoires français. Les thèmes abordés sont la modélisation et l'optimisation des procédés d'usinage et l'innovation dans le domaine de la fabrication mécanique.

Références

- M. Barge, J. Rech H. Hamdi, J. M. Bergheau (2018). *Simulation numérique de la coupe orthogonale Influence de paramètres numériques. 7ème colloque national en calcul des structures.*
- C. Boubakri, C. Wolff, M. Nouari, A. Moufki, L. Dubar, M. Wateremez, C. Hubert (2019) *Utilisation de l'approche CEL pour la simulation numérique du micro-usinage d'un matériau en cuivre. Congrès Français de Mécanique.*
- T.H.C. Childs (2010). *Surface energy, cutting edge radius and material flow stress size effects in continuous chip formation of metals. CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology, vol 3, pp.27-39.*
- J. Huang, S. Lu, F. Xie, W. Liu. C. Xiao, J. Zhangb, T. Sun (2020). *Finite element analysis of synergetic deformation in precision cutting of polymer bonded explosive. Materials & Design, vol 188, pp.108471.*
- L. Lasri, M. Nouari, M.El Mansori (2009). *Modelling of chip separation in machining unidirectional FRP composites by stiffness degradation concept. Composites Science and Technology, vol 69, pp.684-692.*
- T. Mabrouki, J. F. Rigel (2006). *A contribution to a qualitative understanding of thermo-mechanical effects during chip formation in hard turning. journal of Materials Processing Technology, vol 176, pp.214-221.*
- O. Mechri (2016). *Modélisation par éléments finis de l'usinage des pièces en alliages d'aluminium AA 7175-T74. Thèse de doctorat.*
- R. Piquard (2018). *Expérimentation et modélisation de la micro-coupe pour une application au micro-fraisage. Thèse de doctorat.*
- X. Wu, L. Li, N. He, C Yao, M. Zhao (2016). *Influence of the cutting edge radius and the material grain size on the cutting force in micro cutting. Precision Engineering, vol 45, pp.359-364.*