



HAL
open science

Simulation numérique de la coupe orthogonale Influence de paramètres numériques

Matthieu Barge, Joël Rech, Hédi Hamdi, Jean-Michel Bergheau

► **To cite this version:**

Matthieu Barge, Joël Rech, Hédi Hamdi, Jean-Michel Bergheau. Simulation numérique de la coupe orthogonale Influence de paramètres numériques. 7e colloque national en calcul des structures, CSMA, May 2005, Giens, France. hal-01812915

HAL Id: hal-01812915

<https://hal.science/hal-01812915>

Submitted on 11 Jun 2018

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.

Public Domain

Simulation numérique de la coupe orthogonale

Influence de paramètres numériques

Matthieu Barge - Joël Rech - Hédi Hamdi - Jean-Michel Bergheau

LTDS UMR5513 CNRS/ECL/ENISE
58 rue Jean Parot
42023 Saint Etienne Cedex 2, France
matthieu.barge@enise.fr

RÉSUMÉ. L'étude des mécanismes locaux d'enlèvement de matière est primordiale dans tous les problèmes de mise en forme par usinage. Néanmoins, la complexité des phénomènes rencontrés dans le cadre de la coupe, limite souvent les approches à une configuration dite de « coupe orthogonale ». Les méthodes expérimentales et analytiques développées pour ces études sont de plus en plus associées à des simulations numériques utilisant la méthode des éléments finis. L'objectif de cet article est de s'intéresser à l'influence de paramètres purement numériques, relatifs à l'utilisation de cette méthode. Des problèmes liés au maillage sont notamment mis en évidence. La densité de ce dernier apparaît comme le paramètre le plus influant sur les résultats obtenus, avec l'apparition de phénomènes de localisation.

ABSTRACT. The study of material removal local mechanisms is relevant in all machining processes. Nevertheless, the complexity of phenomena encountered within this framework, often limits approaches to a configuration known as « orthogonal cutting ». Experimental and analytical methods developed for these studies are often associated with numerical simulations using the finite element method. The aim of this paper is to focus on the influence of numerical parameters related to this method. Some problems linked to the mesh are highlighted. The density of the mesh is shown to be the most influencing parameter on the results due to localisation phenomena.

MOTS-CLÉS : Coupe orthogonale, Méthode des éléments finis, Hourglass, Localisation.

KEYWORDS: Orthogonal cutting, Finite element method, Hourglass, Localisation.

1. Introduction

La plupart des matériaux utilisés dans l'industrie mécanique doivent subir une opération d'usinage afin d'obtenir leur forme finale. Les études développées dans le cadre de la formation du copeau se limitent souvent à une configuration dite de coupe orthogonale qui offre l'avantage de simplifier le problème tant du point de vue de l'expérimentation que de la modélisation. Cette configuration particulière de tournage requiert l'orthogonalité des vitesses de coupe (V_c) et d'avance (V_a), par rapport à l'arête de coupe comme l'illustre la figure 1. Lorsque l'épaisseur du copeau (e) est faible par rapport à sa largeur (w), le procédé peut alors se ramener à un problème en déformations planes. Cette particularité a permis l'émergence de nombreuses études malgré le faible nombre d'applications industrielles directes.

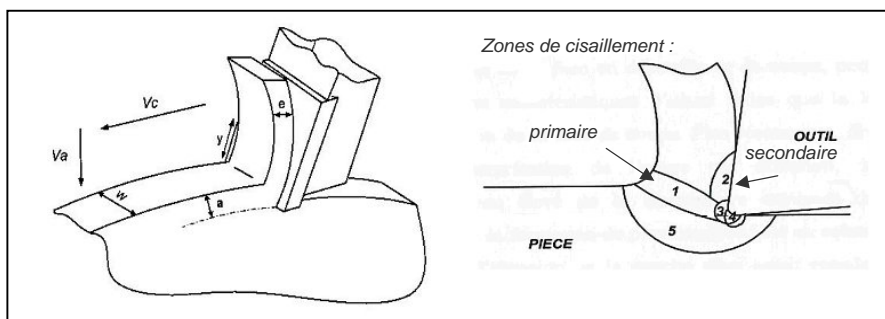


Figure 1. Configuration et paramétrage de la coupe orthogonale

De nombreux modèles numériques, utilisant la méthode des éléments finis, ont été proposés. Ils peuvent être classés en trois catégories principales que sont les modèles Euleriens (Kim *et al.*, 1999), Lagrangiens (Marusich *et al.*, 1995) et Arbitraires Lagrangiens Euleriens (Pantalé *et al.*, 2004). La caractéristique commune à ces modèles est qu'ils permettent de mieux appréhender la phénoménologie de la formation du copeau en fonction de la variation des paramètres du procédé.

2. Modèle éléments finis

Le but de cette étude, réalisée avec le code de calcul Abaqus-Explicit® et un formalisme Lagrangien, est ici d'étudier l'influence de paramètres purement numériques liés à l'utilisation de la méthode des éléments finis.

2.1. Conditions aux limites et chargement

La pièce est modélisée en déformations planes, fixée par un encastrement à sa base, sa longueur est de 2mm et sa hauteur de 1mm. L'outil est modélisé par un corps rigide, d'angles d'attaque et de dépouille 0° et de rayon d'arête nul. Ce dernier est animé d'un mouvement de translation à la vitesse de coupe $V_c=1\text{m.s}^{-1}$, à une profondeur de passe $a=0,197\text{mm}$. Le contact entre l'outil et la pièce usinée est

considéré sans frottement. Le choix des conditions aux limites et du chargement devrait conduire à l'obtention d'un copeau continu.

2.2. Lois de comportement et d'endommagement du matériau usiné

La loi choisie pour représenter la physique du processus est celle de Johnson et Cook [1] (Johnson *et al*, 1983), couramment utilisée dans la littérature pour simuler ce type d'opération.

$$\sigma_{vm} = [A + B \varepsilon_{eq}^p]^n \cdot [1 + C \ln \dot{\varepsilon}^{p*}] \cdot [1 - T^{*m}] \quad [1]$$

où σ_{vm} est la contrainte équivalente de von Mises, ε_{eq}^p est la déformation plastique équivalente cumulée, $\dot{\varepsilon}^{p*} = \dot{\varepsilon}^p / \dot{\varepsilon}_0^p$ est un taux de déformation adimensionné avec $\dot{\varepsilon}_0^p$ un seuil de prise en compte de l'influence de la vitesse de déformation et T^* est une température adimensionnée égale à $(T - T_{room}) / (T_{melt} - T_{room})$, T_{melt} étant la température de fusion et T_{room} la température ambiante.

Etant donné les cinétiques thermiques du procédé, la température est calculée de manière adiabatique pour chaque élément [2] (Bacaria, 2001).

$$\rho C_p \dot{T} = 0,9 (\dot{\sigma} : \dot{\varepsilon}^p) \quad [2]$$

L'utilisation d'un formalisme Lagrangien nécessite l'utilisation d'un critère de séparation entre la pièce usinée et le copeau. Ce dernier est exprimé par une loi d'endommagement de Johnson et Cook [3] (Johnson *et al*, 1985). La variable d'endommagement s'écrit :

$$D = \sum \frac{\Delta \varepsilon_{eq}^p}{\varepsilon_{eq}^{p f}} \quad [3]$$

Où $\Delta \varepsilon_{eq}^p$ est l'incrément de déformation plastique au cours d'un pas d'intégration et $\varepsilon_{eq}^{p f}$ la déformation plastique équivalente courante à la rupture [4].

$$\varepsilon_{eq}^{p f} = [D_1 + D_2 \exp(D_3 \sigma^*)] \cdot [1 + D_4 \ln \dot{\varepsilon}^{p*}] \cdot [1 + D_5 T^*] \quad [4]$$

Le taux de triaxialité de contrainte est défini par le rapport $\sigma^* = P / \sigma_{vm}$ où P est la pression hydrostatique. Les variables $\dot{\varepsilon}^{p*}$ et T^* sont identiques à celles définies dans la loi de comportement [1]. La rupture est atteinte lorsque la variable d'endommagement $D=1$. L'élément correspondant est alors désactivé.

Les paramètres matériaux sont issus de (Bacaria, 2001) pour un acier AISI4142 et donnés dans le tableau 1.

ρ (kg/m ³)	C_p (J/kgK)	E (MPa)	ν	A (MPa)	B (MPa)	n	C	m
7800	379	210000	0,3	595	580	0,133	0,023	1,03
D_1	D_2	D_3	D_4	D_5	T_{melt} (K)	T_{room} (K)	$\dot{\varepsilon}_0$ (s ⁻¹)	
0,008	4,7	2,15	0,002	0,61	1702	292	0,001	

Tableau 1. Paramètres des lois de comportement et d'endommagement pour un acier AISI4142 (Bacaria, 2001)

2.3. Maillage éléments finis et hourglass

La pièce est maillée par des éléments quadrilatères du premier ordre à intégration réduite (1 point d'intégration). L'utilisation de ce type d'élément peut conduire à des modes de déformation à énergie nulle, appelés modes d'hourglass qu'il faut éliminer. Le mode de déplacement associé à l'hourglass est représenté figure 2 par Γ_1 (Flanagan *et al*, 1983).

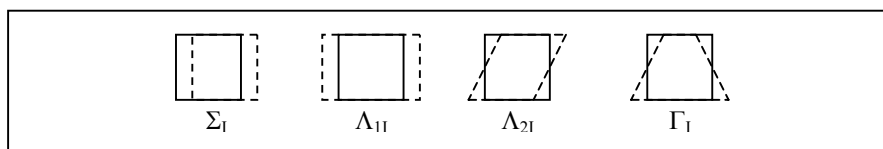


Figure 2. Quadrilatères et modes de déplacement associés (Γ_1 : hourglass)

Les distorsions sévères observées dans la bande de cisaillement primaire et en pointe d'outil, nous ont amené à porter une attention particulière à la gestion du problème d'hourglass. En effet, au passage dans la bande de cisaillement primaire, les éléments sont particulièrement soumis à ce mode de sollicitation. Deux méthodes reposant sur une correction viscoélastique sont utilisées dans cette étude : la méthode dite « Relax Stiffness » et la méthode « Combined » (Abaqus, 2003). Ces deux méthodes ont pour principe d'affecter aux éléments une raideur et une viscosité artificielle pour atténuer respectivement l'amplitude et les oscillations de ces modes de déformation. Cette étude s'intéresse également à l'influence de la densité du maillage, qui sera caractérisée par la longueur d'un des cotés du quadrilatère. Cinq longueurs ont été utilisées : 5, 10, 15, 20 et 25 μm .

3. Résultats et discussion

Un certain nombre de variables expérimentales globales sont utilisées dans la littérature pour valider les modèles éléments finis proposés. Les efforts de coupe et la morphologie du copeau sont les plus utilisés dans ce cadre. L'influence de la méthode de traitement de l'hourglass et de la densité du maillage sur ces deux variables du procédé est étudiée dans cette partie.

3.1. Influence de l'hourglass

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. Si cette condition est largement respectée pour l'ensemble des modèles présentés, des différences en terme de morphologie de copeau et d'effort sont tout de même observées.

La méthode « combined » est celle qui, pour un même maillage, injecte l'énergie artificielle la plus importante. Il en résulte notamment des efforts de coupe plus importants (un maximum de 5% pour le maillage le plus grossier). On constate également une nette différence dans la morphologie du copeau obtenu et plus particulièrement au niveau de sa courbure. Plus l'énergie artificielle injectée est importante plus le rayon de courbure augmente (figure 3). Le mode de déformation permettant de représenter une courbure étant celui de l'hourglass, on comprend aisément le lien entre la morphologie du copeau et la méthode de traitement utilisée. L'énergie artificielle imposée aux éléments étant plus importante avec la méthode « combined », il en résulte un rayon de courbure du copeau plus important. On notera également que la méthode « relax stiffness » semble moins sensible aux effets de la densité du maillage (exception faite du maillage de longueur caractéristique 5 μm sur lequel nous reviendrons par la suite).

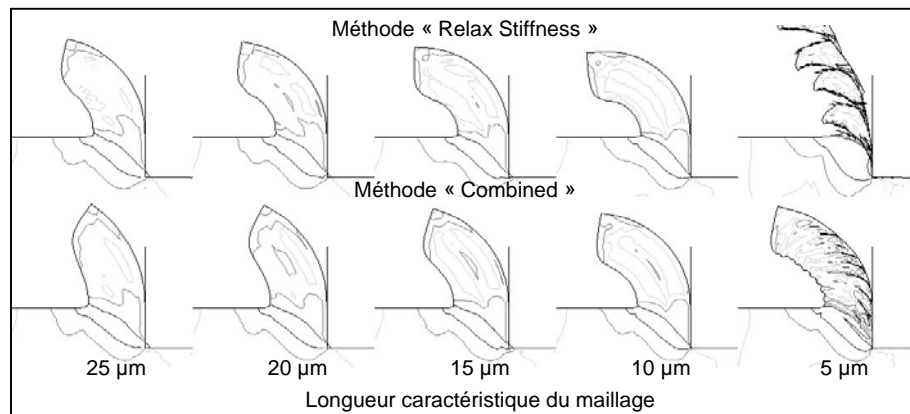


Figure 3. Isovaleurs de contraintes de von Mises pour différentes densités de maillage et méthodes de traitement de l'hourglass.

3.2. Influence du maillage

L'influence de la densité du maillage est la plus prononcée. Concernant les efforts de coupe, de faibles variations sont observées si l'on fait abstraction du modèle avec le maillage de longueur caractéristique 5 μm . Les écarts calculés entre le maillage 25 μm et 10 μm sont de l'ordre de 1% pour la méthode « relax stiffness » à 5% pour la méthode « combined ».

Le rayon de courbure est par contre fortement dépendant de la taille de maille utilisée. Il est important de noter que plus le maillage est raffiné moins les phénomènes d'hourglass apparaissent (si on se réfère à la chute de l'énergie artificielle du modèle). Le raffinement permet en effet de mieux rendre compte de la courbure du copeau sans solliciter les modes d'hourglass. Plus le maillage devient fin, plus le cisaillement devient prépondérant sur l'obtention de la courbure du copeau. Un raffinement extrême du maillage conduit même à l'apparition de

problèmes de localisation comme il peut être remarqué pour les maillages de longueur caractéristique 5 μ m.

4. Conclusion

L'objectif de cette étude était de montrer l'influence de différents paramètres numériques sur les résultats obtenus en simulation de la coupe orthogonale. En particulier l'effet des méthodes de traitement de l'hourglass a été démontré. Il semble que la méthode « relax stiffness » soit la plus robuste puisqu'elle donne lieu à de plus faibles variations des résultats notamment en terme de courbure de copeau et d'effort de coupe. Le second paramètre numérique auquel s'est intéressée cette étude est la densité du maillage. Comme on pouvait s'y attendre avec des modèles d'endommagement, on observe l'apparition de problèmes de localisation. Il est alors impératif de régler ce problème de localisation par différentes méthodes proposées dans la littérature, par exemple en liant la taille de maille à des longueurs caractéristiques de la microstructure (taille de grain, espacement interparticulaire...) (Besson *et al.*, 2003), ou encore en introduisant un effet retard à la loi d'endommagement (Suffis *et al.*, 2001). Il semble dès lors difficile de valider un modèle par la morphologie du copeau obtenu. Il a été en effet montré que pour les mêmes paramètres procédés, les copeaux pouvaient, en fonction de la taille de maille utilisée, balayer l'ensemble de la gamme de morphologies de copeaux observées expérimentalement, à savoir copeau continu, dentelé et discontinu.

5. Bibliographie

- Abaqus, Abaqus user's manual, Abaqus Inc., 2003.
- Bacaria, Un modèle comportemental et transitoire pour la coupe des métaux, Thèse de Doctorat, Institut National Polytechnique de Toulouse, 2001.
- Besson J., Steglich D., Brocks W., « Computational techniques applied to high-speed machining under adiabatic strain localisation conditions », *Comp. Meth. Appl. Mech. Eng.*, vol.171, 1999, p.444-461.
- Flanagan D. P., Belytshko T., « A uniform strain hexaedron and quadrilateral with orthogonal hourglass control », *Int. J. Num. Meth. Eng.*, vol.17, 1983, p.679-706.
- Johnson G. R., Cook W. H., « A constitutive model and data for metals subjected to large strains, strain rates and high temperatures », 7th *Int. Symp. Ballistics*, 1983, p.541-547.
- Johnson G. R., Cook W. H., « Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures », *Eng. Fr. Mech.*, vol.21, 1985, p.31-48.
- Kim K. W., Lee W. Y., Sin H. C., « A finite element analysis of machining with tool edge considered », *Journal of Material Processing Technology*, vol.86, 1999, p.45-55.
- Marusich T. D., Ortiz M., « Modelling and simulation of high speed machining », *Int. J. Num. Meth. Eng.*, vol.38, 1995, p.3675-3694.
- Pantalé O., Bacaria J.-L., Dalverny O., Rakotomalala R., Caperaa S., « 2D and 3D numerical models of metal cutting with damage effects », *Comp. Meth. Appl. Mech. Eng.*, vol.193, 2004, p.4384-4399.

Suffis A., Combescure A., « Modèle d'endommagement à effet retard, étude numérique et analytique de l'évolution de la longueur caractéristique », *R..E.E.F.*, vol.11, 2002, p.593-619.