

## Mise en évidence des chemins lagrangiens de contraintes parcourus depuis la pièce vers le copeau - illustration dans le plan déviatorique

PhD. Eng. P. Caestecker\*, PhD. Eng. A. Gavrus\*\* and PhD. Eng.  
E. Ragneau\*\*

\* Laboratoire des Ingénieries de Fabrication, ENSAM Lille, France ;

\*\* Laboratoire de Génie Civil et Génie Mécanique, INSA de RENNES France

### Resume

*L'objectif de cette communication est d'analyser les chemins lagrangiens de contrainte pendant l'usinage. Des chemins suivis par des points matériels choisis judicieusement dans le copeau généré lors d'une simulation numérique de la coupe orthogonale en déformation plane seront mis en évidence. Ils seront comparés avec les chemins explorés lors de la simulation numérique de la compression dynamique d'un échantillon cylindrique sur un essai SHPB. Cette étude est effectuée pour une loi de comportement identifiée par analyse inverse sur un acier de type 35NCD16. On met ainsi en évidence la limitation de la simulation 2D de la coupe orthogonale, ainsi que les différentes extrapolations entre l'identification et le processus de coupe.*

**Keywords:** simulation numérique, compression dynamique, usinage.

### 1. Introduction

La modélisation de l'usinage, et notamment dans une configuration simple de coupe orthogonale, s'est considérablement développée pendant les dix dernières années. Cette configuration permet d'utiliser l'hypothèse de déformation plane.

La littérature met en évidence deux types de simulations numériques en déformation plane basées sur des chemins d'intégration implicites lagrangiens avec remaillage automatique [1] ou explicites ALE [2]. Les paramètres associés aux lois de comportement sont la plupart du temps identifiés à partir d'essais dynamiques sur des barres d'Hopkinson (test SHPB), avec des échantillons soit cylindriques [4] soit de type « chapeau » [3].

Ce dispositif expérimental permet d'étudier la sensibilité de la variation des contraintes dans des larges gammes de déformation (généralement entre 5 % et 50 %) et de vitesse de déformations ( $102s^{-1}$  et  $104s^{-1}$ ). Des résultats récents de simulation numérique du test SHPB, dans une configuration réduite, à l'aide du logiciel FORGE2 de type implicite lagrangien avec remaillage, ont permis de

développer une méthode d'identification par analyse inverse [5]. Cette communication utilise les paramètres de la loi de type Johnson Cook [6] identifiés à partir de cette analyse inverse d'un acier de type 35NCD16 (état doublement recuit). Ces paramètres sont ensuite intégrés dans la simulation de la coupe orthogonale sur le logiciel FORGE2 et d'explorer les chemins lagrangien de contraintes de points du matériau usiné.

La modélisation de l'ensemble des barres d'Hopkinson en utilisant un modèle complète, permet de comparer les domaines explorés respectifs lors du procédé et de l'essai, en terme de chemins de contrainte dans les différents plans associés : contraintes équivalentes de Von Mises, pression et vitesse de déformation.

### 2. Simulations numériques

#### 2.1. Lois de comportement

Le comportement viscoplastique du matériau usiné est introduit par la variation de la contrainte équivalente de Von Mises  $\bar{\sigma}$ , fonction de la vitesse équivalente de déformation  $\dot{\bar{\epsilon}}$ , de la déformation plastique cumulée  $\bar{\epsilon}$  et de la température  $T$  en utilisant

la forme multiplicative de la loi de Johnson Cook (JC), présentée ci-dessous

$$\bar{\sigma} = \left( A + B \bar{\varepsilon}^n \right) \left( 1 + D \ln \left( \frac{\dot{\bar{\varepsilon}}}{\dot{\bar{\varepsilon}}_0} \right) \right) \left( 1 - \left( \frac{T - T_0}{T_{fusion} - T_0} \right)^m \right)$$

Les paramètres du matériau étudié ont été identifiés par analyse inverse et sont rappelés dans le Tableau 1 ci-dessous.

**Tableau 1 :** Paramètres de la loi de comportement utilisée pour les simulations [5]

Modèle	A MPa	B MPa	n	D	$\dot{\bar{\varepsilon}}_0$
JC	1010.2	444.25	1.615	0.23	238.2

## 2.2 Modèle numérique de la coupe orthogonale

L'opération d'usinage en coupe orthogonale considérée est simulée avec le logiciel implicite Forge2® (version V2.9) dans le cadre de l'hypothèse de déformations planes.

Le modèle utilisé est d'une taille beaucoup plus importante que celle nécessaire pour la modélisation de la coupe à l'échelle mésoscopique. Cette astuce permet de mieux stabiliser l'équilibre mécanique de l'ensemble. En permettant un maillage plus grossier dans les zones plus éloignées de la formation du copeau, on fait un meilleur compromis stabilité coût de calcul.

Le maillage initial de la pièce est au départ assez peu dense ; 902 nœuds et 409 éléments triangulaires iso paramétriques à 6 nœuds. Pendant la simulation, un remaillage plus fin à l'aide de 4 boîtes spécifiques, autour des zones de cisaillement primaire, secondaire, régulant la finesse du maillage.

Le maillage final approche le nombre total de 2600 nœuds et 1250 éléments. Les conditions cinématiques et géométriques de l'opération (outil et conditions de coupe) présentées sur la **Figure 1-c** sont présentées dans le

Tableau 2 ci-dessous.

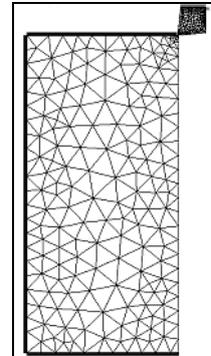
**Tableau 2 :** Tableau récapitulatif des conditions de coupe

Vitesse de coupe $V_c$ (m/s)	Prof. de coupe $a_p$ (mm)	Angle de coupe $\gamma$ (deg)	Angle de dépouille $\alpha$ (deg)
10	0.2	6	5

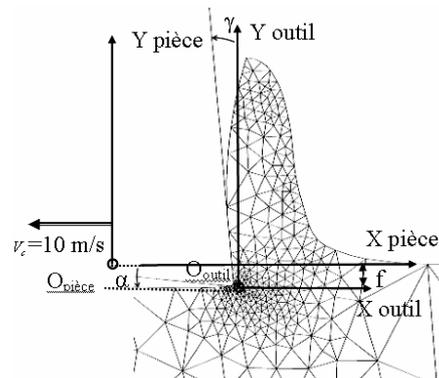
Des caractéristiques élastiques et thermiques des matériaux de la pièce et de l'outil ont été définis ainsi que les données thermiques définies par la chaleur massique  $C_p$ , la conductivité  $\lambda$ , les coefficients de transferts thermiques de conduction  $h_{cd}$ , de convection  $h_{cv}$

et l'émissivité  $\varepsilon$ . Les valeurs numériques de ces coefficients ont été choisies dans la littérature [7].

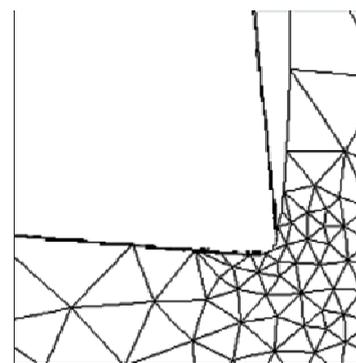
Le contact outil 1-pièce est modélisé avec une loi de coulomb à coefficient constant 0.23.



(a)



(b)



(c)

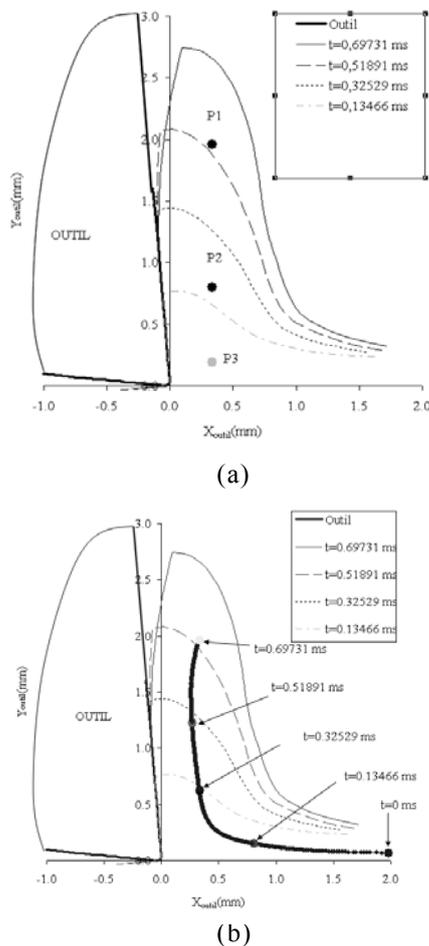
**Figure 1.** Configuration de la modélisation de coupe (a), copeau en formation avec les paramètres de la coupe orthogonale (b) et détail sur la zone en bout d'outil (c).

## 2.3. Réflexions sur l'hypothèse de déformation plane

On propose d'étudier les chemins lagrangiens de contraintes principales de trois points du copeau en formation ; P1, P2, P3. Ces points sont choisis approximativement au milieu du copeau à trois hauteurs différentes par rapport à la pointe de l'outil à l'instant  $t=0.69731$ ms.

Sur la Figure 2-b ci dessus, on observe la trajectoire du point P1 dans un repère lié à l'outil, et notamment sa position à quatre instants différents correspondant aux géométries des copeaux.

Afin d'étudier l'hypothèse de déformation plane, on étudie l'évolution des contraintes principales du point matériel P1 ;  $\sigma_I$  (notée P1\_SIGMA I),  $\sigma_{II}$  (notée P1\_SIGMA II) et  $\sigma_{III}$  (notée P1\_SIGMA III) durant sa trajectoire pendant l'usinage. La Figure 3 présente cette évolution entre l'instant initial et  $t=0.69731$ ms.

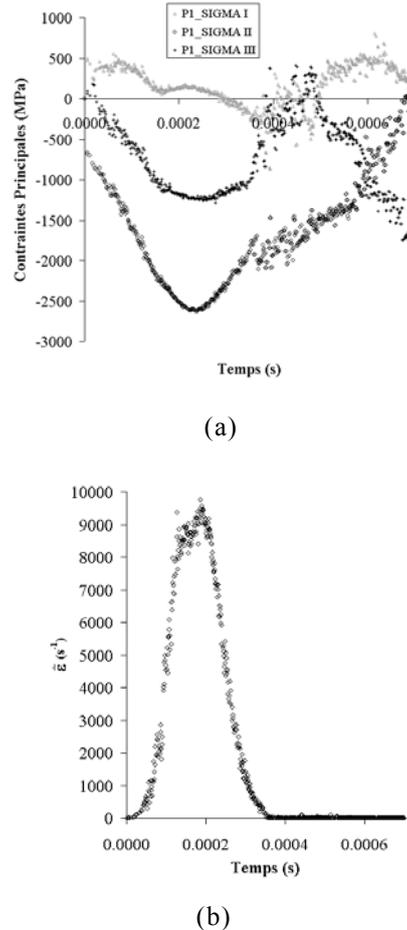


**Figure 2.** Positions des points P1, P2 et P3 dans le repère outil (a) et trajectoire du point P1 (b) par rapport à la géométrie du copeau en formation.

On constate que la différence entre la composante  $\sigma_{III}$ , calculée par la relation entre la

pression hydrostatique P et la trace du tenseur des contraintes  $\mathbf{S}$ , et la demi somme des deux autres contraintes principales  $\sigma_I$  et  $\sigma_{II}$  semble bien être relativement faible jusqu'au moment où le point matériel n'a plus de vitesse de déformation.

Ces valeurs correspondent à la fin du passage dans la bande de vitesse de déformation. Ensuite, l'hypothèse de déformation plane n'est plus respectée. Il est passé « dans le copeau », et n'y a plus que des déformations élastiques.



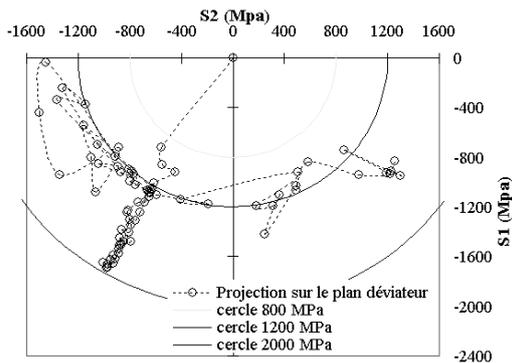
**Figure 3.** Contraintes principales (a) et vitesse de déformation équivalente  $\dot{\epsilon}$  (b) du point P1 en fonction du temps.

**2.4. Chemins des contraintes principales dans le plan déviateur**

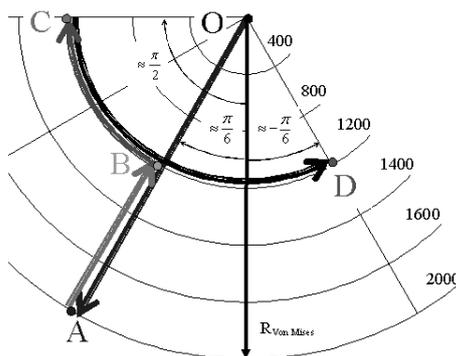
On construit un repère orthonormé (S1, S2) dont le vecteur normé S1 a pour direction  $\sigma_1$ , projection de  $\sigma_1$  (du repère principal  $\{\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3\}$ ) sur le plan déviateur. Le vecteur S2 se déduit par le produit vectoriel avec le vecteur normé S3 porté par la trissectrice du repère principal.

Chaque projection dans ce repère peut être déterminé par ses coordonnées polaires  $\{R_{Von Mises}$  et  $\theta\}$ . La Figure 4-a ci-dessous

présente les différentes projection dans le temps du point P1, dans le repère  $\{S1, S2\}$ , et la Figure 4-b présente la schématisation de ce chemin de contrainte par la trajectoire O, A, B, C, D. Ces deux figures permettent de constater que les trajectoires des contraintes équivalente sont radiales entre l'instant initial correspondant au point O et le temps correspondant au point A, avec un angle  $\theta$  pris par rapport à S1, d'environ  $45^\circ$  et un rayon  $R_{V_{on}}$  Mises croissant.



(a)



(b)

**Figure 4.** Projection des contraintes principales du point P1 sur le plan déviateur, dans un repère S1-S2 a) et la représentation schématique de la trajectoire (b)

La deuxième phase est toujours radiale avec le même angle, mais avec un rayon  $R_{V_{on}}$  Mises décroissant pour arriver au point B. Quand  $\theta$  augmente puis diminue, les contraintes « paniquent », tout en restant globalement constantes.

### 3. Analyse des chemins de contrainte

On a vu que l'hypothèse de déformation plane n'est plus respectée après le passage du point matériel dans une « bande » de vitesse de déformation. Il passe dans le copeau et n'a plus

de vitesse de déformations plastique, et donc la déformation équivalente devient constante.

Une raison pour laquelle l'hypothèse de déformation plane n'est plus respectée peut provenir du fait que la déformation plastique dans la direction Z n'est peut être plus nulle, elle est alors compensée par une déformation élastique dans cette même direction. On peut donc penser qu'une partie du copeau se comporte comme un bloc rigide. Se rajoute à cela l'impossibilité en calcul élasto-plastique (loi de Prandtl Reuss), et sous l'hypothèse d'une vitesse de déformation constante, d'observer à l'intérieur d'un intervalle  $[t, t+dt]$  la transition plastique élastique ; celle-ci ne pourra être prise en compte qu'à la fin d'un incrément [7]. L'ensemble de ces raisons peut expliquer le problème du non respect des conditions de déformation plane par les contraintes. Il est donc nécessaire pour affiner l'analyse du procédé d'usinage de passer à une modélisation 3D.

### 4. Validité des chemins de contraintes

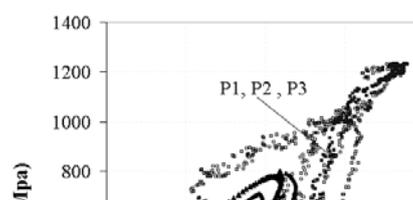
On désire maintenant mettre en évidence la problématique des champs de contraintes engendrés par la simulation d'usinage et par les barres d'Hopkinson.

En effet, la démarche d'identification des lois de comportements intégrés dans le modèle élément finis de la simulation d'usinage est partit des données expérimentales brutes données par des essais sur les barres d'Hopkinson.

Ensuite, ces données observables ont permis de calculer les vitesses aux interfaces des barres avec l'échantillon cylindrique. Ces vitesses ont été introduites dans un modèle réduit des barres d'Hopkinson intégré dans une identification par analyse inverse qui a permis d'identifier les paramètres liés aux lois de comportement.

Les chemins expérimentaux ne peuvent pas être mesurés pendant l'essai. On compare donc les résultats les chemins de deux points C1, C2 positionnés au centre de l'échantillon, et à la moitié du rayon, générés lors de la simulation complète des barres d'Hopkinson (appelés « chemins expérimentaux ») pour trois vitesses de barre incidente avec ceux de la simulation d'usinage.

On met en évidence sur la Figure 5 le fait que l'ensemble des chemins des contraintes équivalentes aux points matériels de la simulation des barres d'Hopkinson est globalement dans la même zone géographique (dans le plan  $\bar{\sigma} - P$ ) que celle des points matériels de l'usinage.



calcul élasto-plastique, il fallait être attentifs au niveau des résultats de l'évolution des contraintes pour un point matériel dès l'instant où il est passé dans le copeau, c'est-à-dire que sa vitesse de déformation s'annule. La relation liant les contraintes équivalentes pour l'hypothèse de déformation plane n'est plus respectée. De plus, nous avons montré l'extrapolation dans les plans liés aux contraintes équivalentes, pression et vitesse de déformation généralisées.

## References

- [1] Gavrus A., Ragneau E. and Caestecker P. - *Analysis of a constitutive model for the simulation of dynamic forming processes*, International Journal of Forming Processes, s, Vol 6, N°1, pp 33-52, 2003;
- [2] Pantalé, O., Rakotomalala, R., Touratier, M. - *An ALE Three-Dimensional Model of Orthogonal and Oblique Metal cutting processes*, , Int. Journal of forming Processes, Vol 1, N°3, pp371-389, 1998;
- [3] Deltort, B., Neme, A., Tanguy, B. - *A new specimen geometry for compression Hopkinson bars*, Journal of Physics IV 7, pp 265-270, 1997;
- [4] Parry, D.J., Dixon, P.R., Hodson, S., Maliky, N. Al - *Stress equilibrium effects within Hopkinson bar specimens*, Departement of physics, Loughborough, 1994;
- [5] Gavrus, A., Caestecker, P., Ragneau, E., Davoodi, B. - *Analysis of the Dynamic SHPB Test Using the Finite Element Simulation*, Journal of Physics IV 110, pp 353-358, 2003;
- [6] Johnson, G.R. and Cook, W.H. - *A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures*, 7th Int. Symposium on Ballistics, Hague, pp. 541-547, 1983;
- [7] Fourment, L., Bouchard, P.O. - *Numerical simulation of chip formation and crack propagation during non-steady cutting processes*, Int. Journal of Forming Processes, Vol 3, N°1-2, pp59-76, 2000;
- [8] Chenot, J.L., Bellet, M., Fourment, L., Massoni, E., Montmitonnet, P. - *Séminaire de plasticité. Eléments finis et mise en forme des métaux. Tome 2*, CEMEF, chapitre 8, pp15-28, 1994.

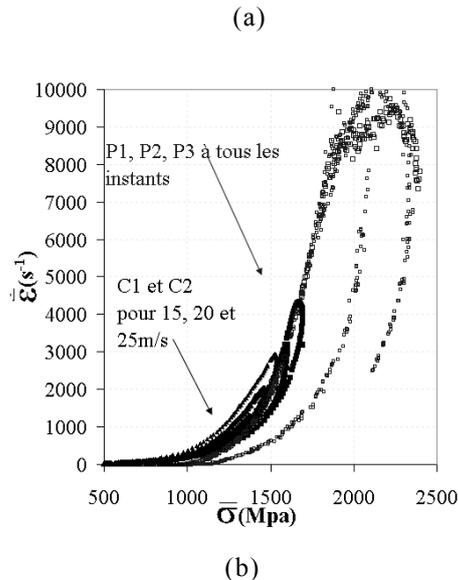


Figure 5. Comparaison des chemins de  $\bar{\sigma} - P$  (a) et  $\bar{\sigma} - \dot{\epsilon}$  (b) en usinage et SHBP.

## 5. Conclusion

On a montré que lors de la simulation de la coupe orthogonale en déformation plane par un

**ABSTRACT**

The goal of this paper is to analyse the langrangien trajectory of the stress during the cutting. The path follows by the material points, judicious choosing on the shaving generated during a numerical simulation of the orthogonal cutting, should be obviousness made. They should be compared with the path explored during the numerical simulation of a dynamic upsetting of a cylindrical specimen by a SHPB testing. This study is made for a behaviour law identified by inverse analysis for a special steel 35NCD16. Then it is possible to underline the limitation of a 2D numerical simulation of the orthogonal cutting, as well as the different extrapolations existing between the identification and the cutting process.

**REZUMAT**

Scopul acestei lucrări este de a analiza traiectoria langrangiană a tensiunilor în timpul aşchierii. Au fost puse în evidență traiectoriile urmate de punctele materiale alese în mod judicios în aşchia generată în timpul unei simulări numerice a aşchierii ortogonale. Ele vor fi comparate cu traiectoriile explorate în cursul unei simulări numerice a compresiunii dinamice corespunzătoare unei epruvete cilindrice supuse la o încercare SHPB. Acest studiu este efectuat pentru o lege de comportare identificată prin analiza inversă a unui oțel de tipul 35NCD16. S-a pus de asemenea în evidență limitarea simulării 2D a aşchierii ortogonale, cât și diferențele extrapolări între identificare și procesul de aşchiere.