

## Usinage à Grande Vitesse - Modélisation Analytique de la Coupe Orthogonale et Validation Expérimentale

Xavier Soldani, Abdelhadi Moufki & Alain Molinari

Laboratoire de Physique et Mécanique des Matériaux UMR CNRS 7554  
Université de Metz, Ile du Sauley, 57045 METZ CEDEX 01  
mail : soldani@univ-metz.fr

### Résumé :

Nous présentons dans cette étude le modèle analytique de la coupe orthogonale développé au LPMM. La modélisation de la bande primaire de cisaillement est couplée à une analyse thermique à l'interface outil-copeau. Une loi de frottement dépendante de la température moyenne est introduite afin de reproduire les observations expérimentales. En effet, lorsque la vitesse de coupe ou l'avance augmentent, la température tend à croître et ainsi, à réduire le coefficient de frottement, et les efforts de coupe. Pour toutes les conditions de coupe, un bon accord est observé entre la modélisation et les résultats expérimentaux pour l'acier AISI 1050.

### Abstract :

A presentation of analytical model developed in LPMM is made in this study. The modelling of the primary shear band is coupled with a thermal analysis at the tool-chip interface. A friction law dependant of the temperature is introduced to reproduce experimental trends. Indeed, an increasing of the cutting speed or of the feed leads to a raise in temperature, and then a decreasing of friction coefficient, and of the cutting forces. A good agreement is observed for all cutting conditions when the modelling is compared to experimental data obtained for AISI 1050 steel.

### Mots-clefs :

Usinage à grande vitesse ; modélisation analytique ; frottement

## 1 Introduction

La protection de l'environnement pousse les industriels à limiter, voire supprimer les fluides de coupe dans l'usinage à grande vitesse. L'usinage à sec va induire des efforts et des températures plus élevés et, par conséquent, une usure prématurée des outils. Des modèles sont développés afin de déterminer l'usure des outils tout en limitant le nombre d'essais expérimentaux.

Molinari et Dudzinski (1992) ont développé un modèle analytique de la coupe orthogonale, étendue ensuite par Moufki *et al.* (1998). La modélisation permet de prédire les efforts, la longueur de contact outil-copeau, la pression à la pointe de l'outil ou encore la distribution de température à l'interface outil-copeau. Nous proposons dans notre étude de valider cette approche à travers une comparaison avec des essais expérimentaux sur l'acier AISI 1050.

## 2 Modélisation analytique de la coupe orthogonale

### 2.1 Mise en place des hypothèses

Nous supposons que le copeau se forme essentiellement dans la zone primaire de cisaillement. Cette zone est supposée être une fine bande d'épaisseur constante  $h$  inclinée d'un angle  $\Phi$  par rapport à la direction de la vitesse de coupe  $V$  (FIG. 1).

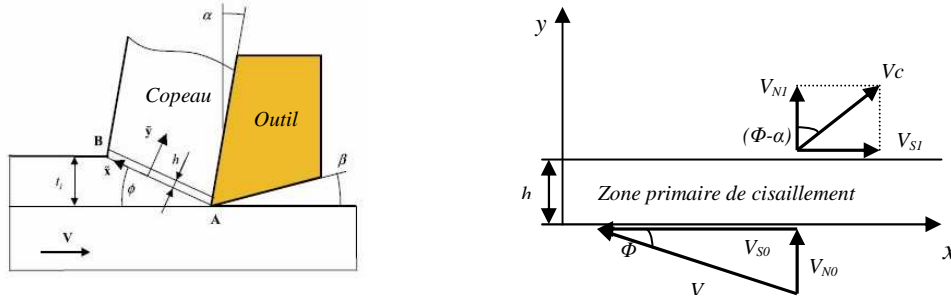


FIG. 1 –Modélisation de la coupe orthogonale, d'après Molinari *et al.* (1992).

L'ensemble des équations du modèle est résolu dans le cadre d'un état stationnaire induisant l'hypothèse d'écoulement continu du copeau. Afin de pouvoir utiliser l'hypothèse des déformations planes, la profondeur de coupe  $t_l$  doit être petite devant la largeur de coupe  $w$ . Lors de la modélisation de la zone primaire, le contact à l'interface outil-copeau est supposé totalement glissant. L'outil est lui supposé non déformable sans rayon d'arête. Le frottement en dépouille, c'est-à-dire celui existant entre la pièce usinée et le dessous de l'outil n'est pas pris en compte dans la modélisation.

### 2.2 Modélisation de la zone primaire de cisaillement

Le modèle peut être implémenté pour tous types de lois de comportement. Afin de simplifier les relations, nous choisissons ici une loi puissance, Molinari et Clifton (1983) :

$$\tau = \mu_0 (\gamma_0 + \gamma)^n \dot{\gamma}^m \theta^v \quad (2.1)$$

avec  $\tau$  la contrainte d'écoulement en cisaillement,  $\gamma_0$  une prédéformation,  $\mu_0$  une constante du matériau,  $n$  le coefficient d'écrouissage ( $>0$ ),  $m$  la sensibilité à la vitesse de déformation ( $>0$ ) et  $v$  ( $<0$ ) l'adoucissement thermique. L'écoulement est supposé unidimensionnel, les effets de bords sont donc négligés. Le champ de vitesse ne dépend alors que de la composante  $y$  et du temps  $t$ .

En combinant les équations de la quantité de mouvement, de la relation de compatibilité, de l'équation de la chaleur ainsi que de la définition de la vitesse de glissement, puis en les intégrant par rapport à la variable  $y$ , on obtient :

$$\tau = DC\gamma + \tau_0 \quad \theta = 1 + B \left( \tau_0 \gamma + \frac{DC\gamma^2}{2} \right) \quad (2.2)$$

En injectant les expressions de la contrainte et de la température (2.2) dans la loi de comportement (2.1), nous obtenons la vitesse de déformation:

$$\dot{\gamma} = (DC\gamma + \tau_0)^{\frac{1}{m}} (\gamma_0 + \gamma)^{-\frac{n}{m}} \left[ 1 + B \left( \tau_0 \gamma + \frac{DC\gamma^2}{2} \right) \right]^{\frac{-v}{m}} \quad (2.3)$$

En combinant la relation donnant la vitesse de glissement et (2.3), nous obtenons l'équation différentielle (2.4). Sa résolution permet d'obtenir le cisaillement  $\gamma$  :

$$\frac{d\gamma}{dy} = \frac{\dot{\gamma}}{C} = \frac{1}{C} (DC\gamma + \tau_0)^{\frac{1}{m}} (\gamma_0 + \gamma)^{\frac{-n}{m}} \left\{ 1 + B \left( \tau_0 \gamma + \frac{DC\gamma^2}{2} \right) \right\}^{\frac{-\nu}{m}} \quad (2.4)$$

La contrainte à l'entrée de la bande  $\tau_0$  est déterminée en résolvant l'équation non linéaire suivante (Moufki *et al.*, 1998) :

$$\int_0^{\gamma_0} \frac{V_N}{\dot{\gamma}(\gamma, \tau_0)} d\gamma - h = 0 \quad (2.5)$$

Nous observons que la contrainte  $\tau$ , la température  $\theta$ , le cisaillement  $\gamma$  et la vitesse de déformation  $\dot{\gamma}$  dépendent de la hauteur  $h$  de la bande de cisaillement et de l'angle de cisaillement  $\Phi$ . Des observations expérimentales (Shaw, 1984) ont permis de donner une largeur moyenne de la bande estimée à  $h=0.025$  mm. Zvorykin (1893) puis Bailey (1975) ont proposé une formulation de l'angle de cisaillement comme fonction de deux coefficients  $A1$  et  $A2$ , de l'angle de frottement  $\lambda$  et de l'angle de coupe  $\alpha$  :

$$\varphi = A1 + A2(\alpha - \lambda) \quad \text{avec} \quad \lambda = \tan^{-1}(\bar{\mu}) \quad (2.6)$$

avec  $\bar{\mu}$  coefficient de frottement moyen à l'interface outil-copeau.

### 2.3 Modélisation des effets thermiques à l'interface outil-copeau

Il a été montré expérimentalement (Usai *et al.*, 1978) que le frottement moyen  $\bar{\mu}$  variait avec l'angle  $\alpha$ , l'avance  $t_1$  et la vitesse de coupe  $V$ . Moufki *et al.* (1998), ont proposé une relation donnant le coefficient de frottement en fonction de  $\bar{T}_{int}$  (température moyenne à l'interface qui est elle-même fonction de  $\alpha$ ,  $t_1$  et  $V$ ) :

$$\bar{\mu} = \bar{\mu}(\bar{T}_{int}) = \bar{\mu}_0 \left( 1 - \left( \frac{\bar{T}_{int}(\alpha, t_1, V)}{T_{ref}} \right)^q \right) \quad (2.7)$$

où  $T_{ref}$  est une température de référence.  $\bar{\mu}_0$  et  $q$  sont des paramètres déterminés à partir d'essais expérimentaux de coupe orthogonale. Ainsi, la détermination de l'angle de cisaillement  $\Phi$  donné par (2.6) nécessite le calcul de la température moyenne à l'interface outil-copeau  $\bar{T}_{int}$ .

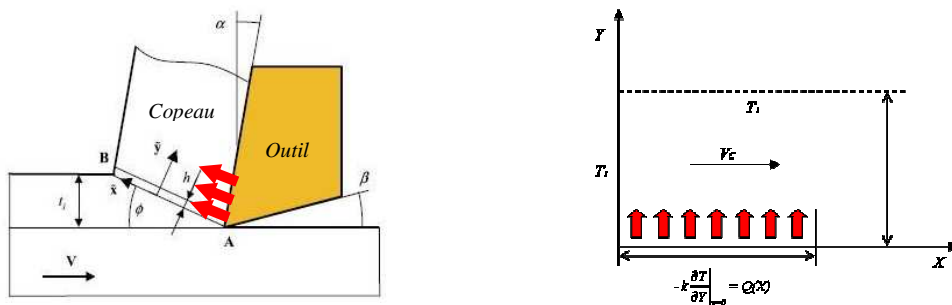


FIG. 2 – Représentation de la source de chaleur due au frottement du copeau sur l'outil

Le copeau formé dans la zone primaire de cisaillement s'écoule le long de la face de l'outil où il est soumis à deux sources de chaleurs distinctes : la chaleur due à la déformation plastique dans

la zone secondaire de cisaillement et celle induite par le frottement du copeau sur l'outil. L'outil est supposé parfait sans rayon d'arête et l'échauffement dû au contact en dépouille est négligé. Le flux thermique dans l'outil est considéré nul et nous supposons de plus que la conduction dans le sens de l'écoulement est négligeable devant le terme de transport de matière. La distribution de température dans le copeau est supposée stationnaire et indépendante de la largeur de coupe  $w$ .

L'équation de la chaleur soumise aux hypothèses citées précédemment s'écrit alors :

$$a \frac{\partial^2 T(X,Y)}{\partial Y^2} = V_c \frac{\partial T(X,Y)}{\partial X} \quad \text{avec} \quad a = \frac{k}{\rho c} \quad (2.8)$$

Les constantes  $k$ ,  $\rho$ ,  $c$  et  $a$  représentent respectivement la conduction, la masse volumique, la capacité calorifique et la diffusibilité du matériau.  $V_c$  désigne la vitesse du copeau. Le long du contact outil-copeau, nous avons :

$$-k \left. \frac{\partial T}{\partial Y} \right|_{y=0} = Q(X) \quad Q(X) = \bar{\mu} V_c P(X) \quad P(X) = P_0 \left( 1 - \frac{X}{l_c} \right)^\zeta \quad (2.9)$$

où  $Q(X)$  est la source de chaleur surfacique due au frottement,  $P(X)$  la pression.  $l_c$  désigne la longueur de contact et  $\zeta$  un entier positif.  $P_0$  est la valeur de la pression à la pointe de l'outil ( $X=0$ ).

L'un des atouts majeurs de cette modélisation est le calcul de la distribution de température dans le copeau. Elle nous permet d'obtenir la température moyenne à l'interface outil-copeau  $\bar{T}_{int}$  en fonction du coefficient de frottement moyen  $\bar{\mu}$ .

$$\bar{T}_{int} = \frac{\bar{\mu} P_0}{\sqrt{\pi k \rho c}} \sqrt{V_c l_c} \sum_{i=0}^{\zeta} \frac{2}{2i+1} C^i \left( \sum_{j=0}^{\zeta-i} (-1)^j C^j \frac{2}{2(i+j)+3} \right) + T_l \quad (2.10)$$

### 3 Validation du modèle

Des essais expérimentaux de coupe orthogonale ont été effectués sur l'acier *AISI 1050*. Les plaquettes utilisées sont des outils carbure revêtus d'un alliage de TiAlN. Les conditions de coupe sont résumées ci-dessous (TAB. 1) :

Vitesse de coupe, $V$ (m/min)	75 ; 150 ; 215 ; 300 ; 425 ; 600
Avance, $t_l$ (mm/rev)	0,12 ; 0,16 ; 0,24 ; 0,32
Angle de coupe, $\alpha$ (°)	0 ; 5
Largeur de coupe, $w$ (mm)	2

TAB.1 : Conditions de coupe utilisées.

#### 3.1 Loi de comportement

On rappelle l'expression de la loi de comportement de Johnson-Cook :

$$\tau = [A + B\gamma^n] \left[ 1 + C \ln \left( \frac{\dot{\gamma}}{\dot{\gamma}_0} \right) \right] \left[ 1 - \left( \frac{T - T_0}{T_f - T_0} \right)^m \right] \quad (3.1)$$

avec  $\tau$  la contrainte d'écoulement,  $\gamma$  le cisaillement,  $n$  le coefficient d'écroutissage,  $\dot{\gamma}$  la vitesse de déformation,  $C$  la sensibilité à la vitesse de déformation et  $m$  l'adoucissement thermique.  $T_0$

et  $T_f$  représentent respectivement la température ambiante et la température de fusion du matériau. L'acier *AISI 1050* est un matériau au comportement proche de l'acier *AISI 1045*. Nous utiliserons les paramètres de la loi de *Johnson-Cook* déterminés par Jaspers et Dautzenberg (2001) pour caractériser notre matériau (TAB.2).

A (Mpa)	B (Mpa)	C	n	m	Tf (K)
553,1	600,8	0,0134	0,234	1	1733

TAB.2 : Paramètres de la loi de Johnson-Cook, selon Jaspers et Dautzenberg (2001).

### 3.2 Détermination des paramètres de la loi de frottement

Le modèle analytique nous permet de déterminer, pour une valeur expérimentale du coefficient de frottement, la température moyenne à l'interface outil-copeau (FIG .3). Les paramètres de la loi de frottement (2.7) sont fixés ( $\mu_0 = 0.71$  ;  $q=6.5$ ) de façon à ce que la courbe soit en bon accord avec les résultats expérimentaux.

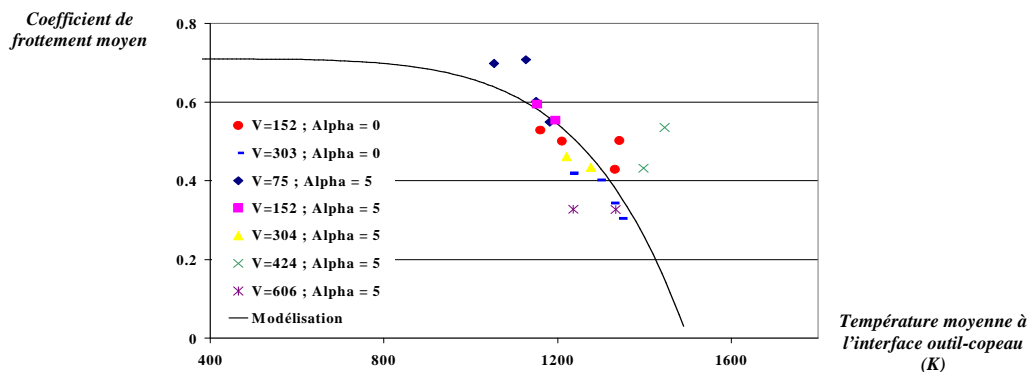


FIG .3 : Evolution du coefficient de frottement en fonction de la température moyenne à l'interface

### 3.3 Comparaison des efforts de coupe et d'avance

Le graphique ci-dessous (FIG .4) présente les efforts de coupe et d'avance en fonction de la vitesse de coupe  $V$ . L'avance  $f$  est de 0.16 mm/rev et l'angle de coupe  $\alpha$  de 5°. On observe sur la figure une décroissance des efforts de coupe et d'avance avec l'augmentation de la vitesse. Ces tendances sont bien restituées par la modélisation.

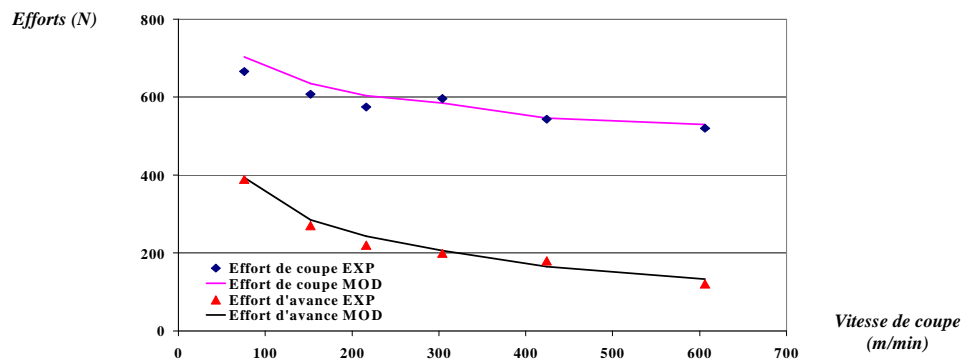


FIG .4 : Comparaison des efforts de coupe et d'avance expérimentaux et modélisés

## 4 Conclusions

Dans ce travail, nous avons comparé les résultats de la modélisation analytique développée au sein du LPMM (Molinari *et al.*) avec l'expérience. Il est observé dans l'expérience que les efforts de coupe diminuent avec l'augmentation de la vitesse de coupe et de l'avance. La loi de frottement non linéaire dépendante de la température présentée ici permet de bien reproduire cette décroissance des efforts. A la vue de ces résultats, le modèle thermomécanique permet de prédire les efforts de coupe avec une bonne précision.

On soulignera que l'un des atouts majeurs de cette modélisation est le calcul de la distribution de température sur la face de coupe de l'outil. Dans un prochain travail, nous envisageons de coupler cette donnée à un modèle d'usure afin de prédire la durée de vie des outils en fonction des conditions de coupe.

## Remerciements

Nous remercions E. Budak et E. Özlü pour les résultats expérimentaux sur l'acier *AISI 1050* présents dans cette communication.

## Références

- Bailey J.A., (1975) Friction in metal machining. Mechanical aspects. *Wear* 31, 243-275
- Jaspers S.P.F.C., Dautzenberg J.H., (2001) Material behaviour in conditions similar to metal cutting : flow stress in the primary shear zone. *J. of Mat. Process. Tech.* 122, 322-330
- Molinari A., Clifton R.J., (1983) Localisation de la déformation viscoplastique en cisaillement simple. *C.R. Acad. Sci. Paris.* 296, 1-4.
- Molinari A., Dudzinski D., (1992) Stationary shear band in high-speed machining. *C.R. Acad. Sci. Paris.* 315 (II), 399-405.
- Molinari A., Moufki A., (2004) A new thermomechanical model of cutting applied to turning operations. Part I. Theory. *Int. J. Mach. Tools Manufact.* 45, 166-180.
- Moufki A., Molinari A. et Dudzinski D., (1998) Modelling of orthogonal cutting with a temperature dependant friction law. *J. of the Mech. and Phys. of Solids.* 46, (9).
- Shaw M.C., (1984) Metal cutting principles. *Oxford Science Publications, Oxford.*
- Usui E., Hirota A., Masuko M., Analytical prediction of three dimensional cutting process part 1 basic cutting model an energy approach. *J. Eng. Ind.* 100, 222-228
- Zvorykin K.A., (1893) *Proceedings of the Kharko technological Institute, Ukraine.*