

# Influence de la vitesse de coupe sur les conditions thermomécaniques à l'interface outil-copeau

Y. AVEVOR <sup>a</sup>, A. MOUFKI<sup>a</sup>

a. Laboratoire d'étude des microstructures et de Mécanique des matériaux, LEM3, UMR CNRS 7239, Université de Lorraine, Ile du Saulcy, 57045 Metz, France  
email: Yao-venunye.avevor@univ-lorraine.fr

## Résumé :

*L'usinage grande vitesse (UGV) permet d'accroître la production dans le domaine de la fabrication des pièces mécaniques. Une parfaite maîtrise des phénomènes thermomécaniques aux interfaces outil copeau et outil pièce s'avère nécessaire pour mieux analyser l'effet de l'usinage sur la qualité de la pièce usinée. Dans ce travail nous analysons l'influence de la vitesse de coupe sur les grandeurs thermomécaniques à l'interface outil-copeau à partir d'un modèle éléments-finis avec une formulation Arbitraire Lagrange Euler (ALE). Le matériau usiné est l'acier CRS1018. L'accent est mis sur la distribution de la pression de contact, les efforts de coupe et d'avance, le coefficient de frottement apparent, la longueur de contact outil-copeau, la partie collante et glissante du contact, et la température à l'interface. La comparaison avec les essais de coupe orthogonale d'Oxley [5] montre que le modèle reproduit correctement les tendances expérimentales.*

## Abstract :

*In metal cutting, high speed machining (HSM) is frequently used to increase productivity. To analyze the effect of HSM on the workpiece surface quality, the thermomechanical conditions at the tool-workmaterial interfaces have to be correctly taken into account. In the present work, the influence of the cutting speed on the thermomechanical parameters at the tool-chip interface has been analyzed from a finite elements model based on the ALE (Arbitrary Eulerian Lagrangian) approach. The workpiece material is the CRS1018 steel. The study is focused on: the contact pressure distribution, the cutting forces, the apparent friction coefficient, the tool-chip contact length, the length of the sticking and sliding zones and the interface temperature. The comparison with Oxley orthogonal cutting tests [5] shows that the model correctly reproduces the experimental trends.*

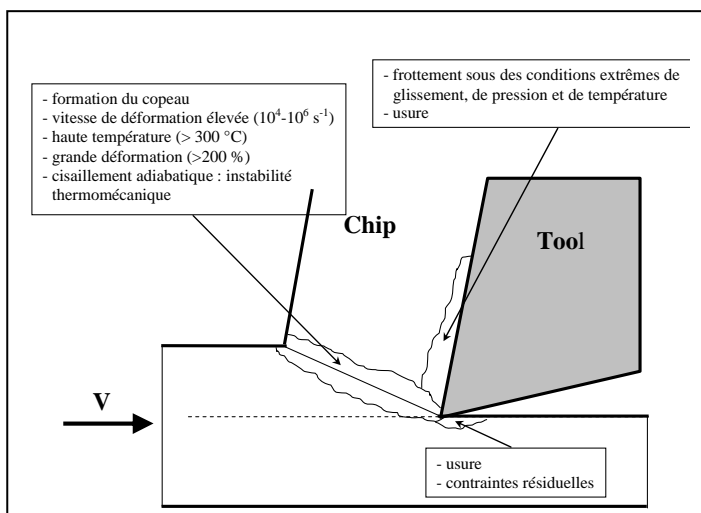
**Mots clefs :** usinage; contact collant /glissant; zone de cisaillement primaire et secondaire; formulation Arbitraire Lagrange Euler (ALE)

# 1 Introduction

L'usinage est un procédé de fabrication des pièces mécaniques par enlèvement de copeau. Il s'opère par différents moyens: outils coupants, meules abrasives, procédés spéciaux (laser, jet d'eau, électroérosion). Dans ce travail nous nous intéressons à l'usinage à grande vitesse par outil coupants dont les avantages sont nombreux parmi lesquels :

- la réduction des efforts de coupe, avec en corollaire une meilleure précision de l'usinage
- la suppression des lubrifiants (usinage à sec ou usinage écologique)
- une meilleure qualité de la surface usinée: une réduction significative des vibrations (la coupe est plus stable aux grandes vitesses de coupe)
- la possibilité d'usiner des matériaux à hautes performances tels que les superalliages

La qualité de la pièce usinée et l'optimisation du procédé sont conditionnées par un bon choix des conditions de coupe (vitesse de coupe, vitesse d'avance, géométrie de la pièce usinée). De mauvais choix peuvent générer des effets indésirables tels que des vibrations importantes, des efforts de coupe excessifs, une usure prématurée de l'outil, conduisant à des qualités de surfaces médiocres. Dans l'industrie, l'utilisation des moyens expérimentaux seuls pour opérer ce choix se révèle couteux et difficilement exploitable. Le développement d'outils de simulation basés sur des modèles prédictifs s'avère nécessaire. Ces modèles permettent de maîtriser et de comprendre les phénomènes thermomécaniques aux interfaces outil- copeau et outil- pièce.



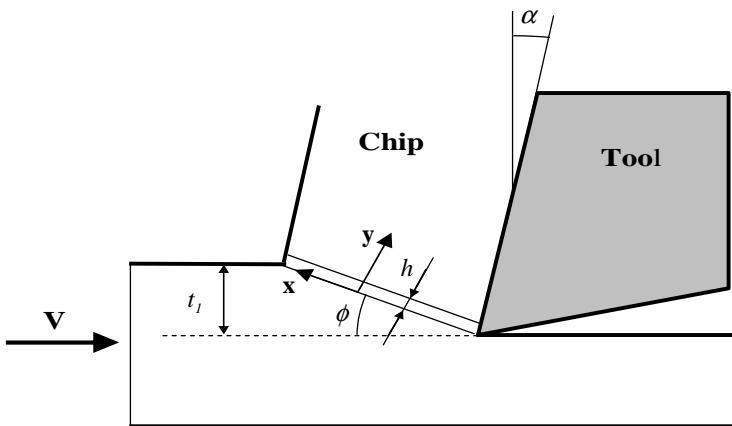
**Figure 1.** Illustration de la problématique de l'usinage

Lors du processus thermomécanique de formation du copeau, le matériau usiné subit un cisaillement intense sous l'action de l'arête de coupe, Merchant [1], Doyle et al [2], Trent [3], Wright [4]. Dans la zone de cisaillement primaire, la direction d'écoulement de la matière passe de la vitesse de coupe à la vitesse du copeau, Fig. 1. Dans la littérature, plusieurs modèles analytiques (ou semi analytiques) permettent de prédire les efforts de coupe en prenant en compte le cisaillement primaire, caractérisé par un plan incliné d'angle  $\phi$  (angle de cisaillement) par rapport à la direction de coupe, ainsi que les conditions de frottement entre la face de coupe de l'outil et le copeau, Merchant [1], Oxley [5], Molinari et Dudzunski [6], Moufki et al [7]. Le contact outil-copeau sous l'action d'un frottement dynamique engendre des déformations plastiques intenses, principalement en cisaillement, accompagnées d'une forte élévation de température qui peut engendrer l'usure prématurée de l'outil de coupe (zone de cisaillement secondaire). Les phénomènes tribologiques rencontrés dans cette zone sont complexes. Une troisième zone de cisaillement (zone de cisaillement tertiaire, Fig. 1) due au contact outil-pièce affecte l'intégrité de la surface usinée ainsi que l'usure en dépouille de l'outil. L'interaction entre l'outil et le matériau usiné dépend fortement du comportement thermomécanique à l'interface outil-copeau qui varie d'une manière complexe avec les conditions de coupe. Notre étude s'intéresse à l'influence de la vitesse coupe sur les conditions thermomécaniques à l'interface outil à partir d'un modèle éléments finis de la coupe orthogonale.

## 2 - Analyse des conditions thermomécaniques à l'interface outil-copeau

A l'interface outil copeau, le long de la longueur de contact on peut distinguer deux zones de contact. Une zone de contact collant qui est la zone de cisaillement secondaire et une zone de contact glissant issu du frottement du copeau sur la face de coupe de l'outil. Le frottement à l'interface outil copeau en usinage est gouverné par les effets thermiques et mécaniques dans les deux zones de contact. Il est généralement décrit par le coefficient de frottement moyen  $\bar{\mu}$  (ou coefficient de frottement apparent) qui englobe: (i) le contact collant-glissant le long de la face de coupe de l'outil et (ii) l'effet de l'arête de coupe de l'outil. En coupe orthogonale, où l'arête de l'outil est perpendiculaire à la direction de la vitesse de coupe, les essais expérimentaux montrent clairement que  $\bar{\mu}$  dépend de la vitesse de coupe  $V$ , de l'angle de coupe  $\alpha$  et de l'épaisseur du copeau non déformé  $t_1$  ( Fig. 2 ), de la manière suivante :

- Selon Bailey [8], Oxley [5] une baisse de l'angle de coupe  $\alpha$  provoque une chute de  $\bar{\mu}$ .
- On observe une réduction de  $\bar{\mu}$  en augmentant l'épaisseur du copeau non déformé  $t_1$ , Findley et Reed [9], Oxley [5].
- une augmentation de la vitesse de coupe  $V$  induit une baisse de  $\bar{\mu}$ , Schulz [10], Oxley [5].



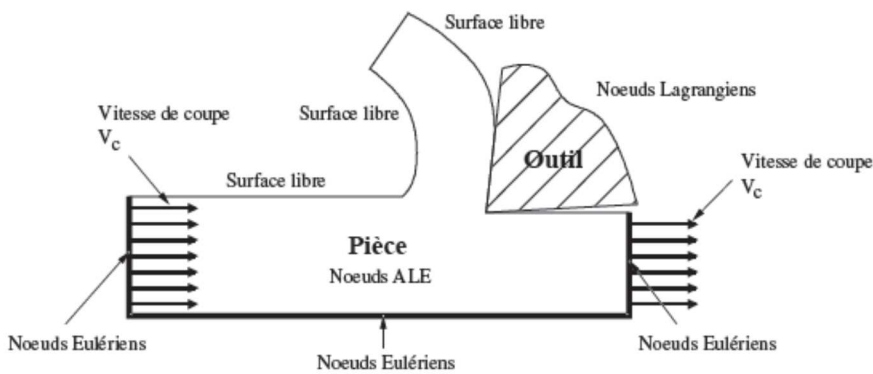
**Figure 2.** Illustration de la coupe orthogonale avec ses paramètres de coupe

Afin de prendre en compte l'effet de  $V$  sur  $\bar{\mu}$ , Schulz [10] a supposé que  $\bar{\mu}$  décroît selon une loi puissance de la vitesse de coupe  $V$ . Il est évidemment très difficile de généraliser ce genre de lois pour considérer l'ensemble des effets des conditions de coupe sur  $\bar{\mu}$ . Cependant on peut s'attendre à ce que les paramètres  $V$ ,  $\alpha$  et  $t_1$  agissent indirectement sur  $\bar{\mu}$  par l'intermédiaire de la pression de contact, la contrainte de cisaillement et de la vitesse de glissement (vitesse du copeau/outil) qui modifient à leur tour la température à l'interface outil-copeau. Afin de prendre en compte l'influence des conditions d'usinage sur les conditions tribologiques à l'interface outil copeau, on doit considérer l'aspect collant-glissant du contact. La contrainte de cisaillement  $\tau_{\text{int}}$  à l'interface outil-copeau peut donc être exprimée selon Zorev [11] et Bahi [12] par :

$$\tau_{\text{int}} = \begin{cases} \frac{\sigma_{eq}}{\sqrt{3}} & \text{dans la zone collante} \\ \mu_f p_0 (1 - x/l_c)^\xi & \text{dans la zone glissante} \end{cases} \quad (1)$$

Dans cette équation  $\sigma_{eq}$ ,  $\mu_f$ ,  $p_0$ ,  $l_c$ ,  $x$  et  $\xi$  représentent respectivement la contrainte d'écoulement du matériau usiné, le coefficient de frottement local dans la zone glissante différent du coefficient de frottement apparent (ou moyen)  $\bar{\mu}$ , la pression à la pointe de l'outil, la longueur totale du contact outil-copeau, la position le long de la face de coupe et le paramètre caractérisant la distribution de pression. La vitesse de coupe est un paramètre essentiel en UGV. Afin de comprendre l'interaction entre le comportement thermo-visco-plastique du matériau usiné et les conditions tribologiques aux interfaces outil-copeau et outil-pièce, il est important d'analyser les effets des conditions de coupe sur les grandeurs thermomécaniques locaux (comme le coefficient de frottement local  $\mu_f$ , la longueur de contact, la pression de contact, la température, la vitesse de glissement...etc.) en plus des grandeurs globales comme les efforts de coupe. A partir d'un modèle éléments finis de la coupe orthogonale en configuration ALE (Arbitraire Lagrange Euler) mise en place sur abaqus explicit nous étudions ici l'influence de la vitesse de coupe sur les efforts de coupe et sur les grandeurs thermomécaniques à l'interface outil –copeau.

Nous rappelons que dans une formulation ALE, le maillage a une vitesse arbitrairement définie, différente de celle de la matière. Cette formulation est alors bien adaptée pour la simulation des procédés de mise en forme (grandes déformations) car elle permet d'éviter les problèmes numériques de distorsions sévères du maillage. La figure 3 montre la géométrie de la pièce et de l'outil avec les conditions aux limites sur le maillage pour la simulation ALE. Ce modèle a été implémenté sur abaqus explicit pour étudier le comportement thermomécanique à l'interface outil copeau.



**Figure 3.** Illustration de la formulation ALE en usinage, [13]

Dans le modèle éléments finis, les équations du problème thermomécanique sont données par l'équation d'équilibre dynamique (3), l'équation de la chaleur (2) et la loi de comportement de Johnson-Cook (4):

$$\rho c_p \left( \frac{\partial T}{\partial x} + \frac{\partial T}{\partial y} \right) = \text{div}(\lambda \overline{\text{grad}}(T)) + q \quad (2)$$

où  $\rho$ ,  $c_p$ ,  $\lambda$ ,  $T$ ,  $q$  représentent respectivement, la masse volumique du matériau usiné, sa capacité calorifique, son coefficient de conduction, la température et la source de chaleur par déformation plastique.

$$\text{div} \boldsymbol{\sigma} + \mathbf{f}_v = \rho \ddot{\mathbf{u}} \quad (3)$$

avec  $\boldsymbol{\sigma}$ ,  $\mathbf{f}_v$ ,  $\ddot{\mathbf{u}}$  représentant respectivement le tenseur des contraintes de Cauchy, les forces de volume et l'accélération des particules de matière.

$$\sigma_{eq} = \left[ A + B \bar{\epsilon}^n \right] \left[ 1 + C \ln \left( \frac{\dot{\bar{\epsilon}}}{\dot{\bar{\epsilon}}_0} \right) \right] \left[ 1 - \left( \frac{T - T_0}{T_f - T_0} \right)^m \right] \quad (4)$$

où  $\sigma_{eq}$  est la contrainte équivalente de Von Mises,  $\bar{\epsilon}$  la déformation plastique équivalente, T la température actuelle,  $\dot{\bar{\epsilon}}$  et  $\dot{\bar{\epsilon}}_0$  représentent respectivement la vitesse de déformation équivalente actuelle et de référence,  $T_f$  et  $T_0$  correspondent respectivement aux températures de fusion et de référence. L'écrouissage, la sensibilité à la vitesse de déformation et l'adoucissement thermique du matériau sont caractérisés par les paramètres  $n$ ,  $C$  et  $m$ .

### 3 - Résultats et discussions

Dans cette étude, on s'intéresse à l'usinage de l'acier CRS1018 (0.18% de carbone) dont les propriétés thermomécaniques sont proches de celles de l'acier à 0.2 % de carbone utilisé par Oxley [5] lors d'une étude expérimentale détaillée portant sur la coupe orthogonale avec un outil en carbure de tungstène non revêtu. Dans les tableaux 1 et 2, nous présentons les propriétés physiques et les paramètres de la loi de comportement de Johnson Cook utilisés [14] dans la simulation. Les propriétés physiques de l'outil sont montrées au tableau 3.

Tableau 1 : caractéristiques physiques de l'acier CRS1018 [14]

Densité (kg/m <sup>3</sup> )	Capacité calorifique (J/kg.°K)	Conductivité thermique (W/m.°K)	Module de Young (MPa)	Coefficient de poisson
7800	420	54	210000	0.3

Tableau 2 : Paramètres de Johnson Cook de l'acier CRS1018 [14]

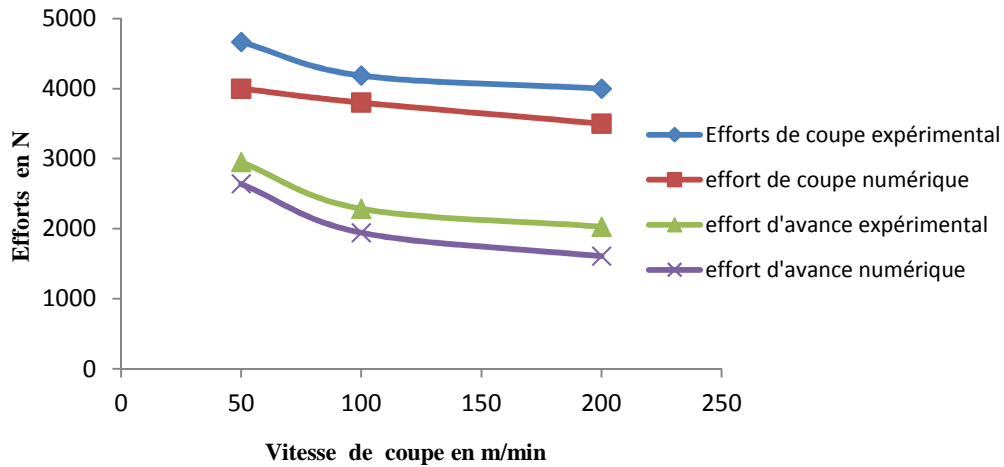
A (MPa)	B (MPa)	$\dot{\bar{\epsilon}}_0$ (s <sup>-1</sup> )	n	C	m	Température de référence T <sub>0</sub> (°K)	Température de fusion T <sub>f</sub> (°K)
520	269	1	0.282	0.0476	0.53	293	1793

Tableau 3 : caractéristiques physiques de l'outil de coupe en carbure de tungstène [14]

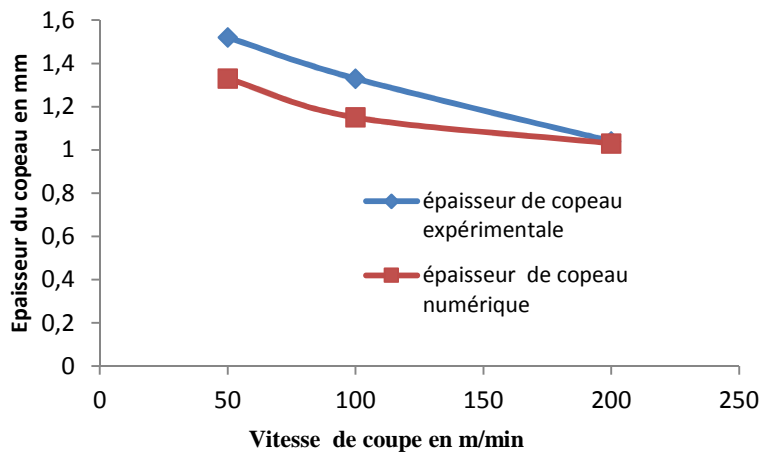
Densité (kg/m <sup>3</sup> )	Capacité calorifique (J/kg.°K)	Conductivité thermique (W/m.°K)	Module de Young (MPa)	Coefficient de poisson
12700	234	33.5	210000	0.3

La validation du modèle ALE a été réalisée en le comparant avec les résultats expérimentaux d'Oxley [5] pour différentes vitesses de coupe. Les autres conditions de coupe sont fixées: épaisseur du copeau non déformé de 0.5 mm, angle de coupe de -5° et angle de dépouille de 7°. La particularité de ce modèle est qu'il permet la formation du copeau sans aucun critère de rupture ou d'endommagement. Néanmoins, il faut toujours partir d'une bonne géométrie relativement aux conditions de coupe pour une convergence rapide du calcul. Nous avons utilisé les éléments linéaires CPE4RT de taille 6 microns. Les figures 4 et 5 montrent l'évolution des efforts de coupe et de l'épaisseur du copeau déformé en fonction de la vitesse de coupe. On note que le modèle reproduit correctement les tendances expérimentales avec un coefficient de frottement local  $\mu_f$ , dans la zone glissante, supposé constant  $\mu_f = 0.9$ . La

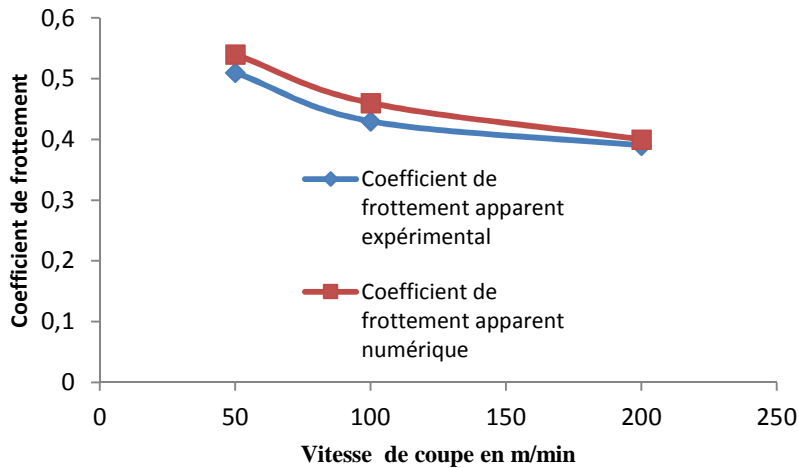
figure 6 montre la décroissance du coefficient de frottement apparent  $\bar{\mu}$  quand on augmente la vitesse de coupe. Ceci est dû au fait que la température à l'interface outil-copeau augmente avec la vitesse de coupe ce qui induit un adoucissement plus conséquent du matériau le long de la face de coupe. Ceci se traduit par une réduction de la force de frottement et donc une baisse de  $\bar{\mu}$ .



**Figure 4.** Comparaison des efforts numériques et expérimentaux (Oxley [5]).



**Figure 5.** Epaisseurs de copeau déformé: comparaison entre le modèle numérique et les données expérimentales d'Oxley [5].

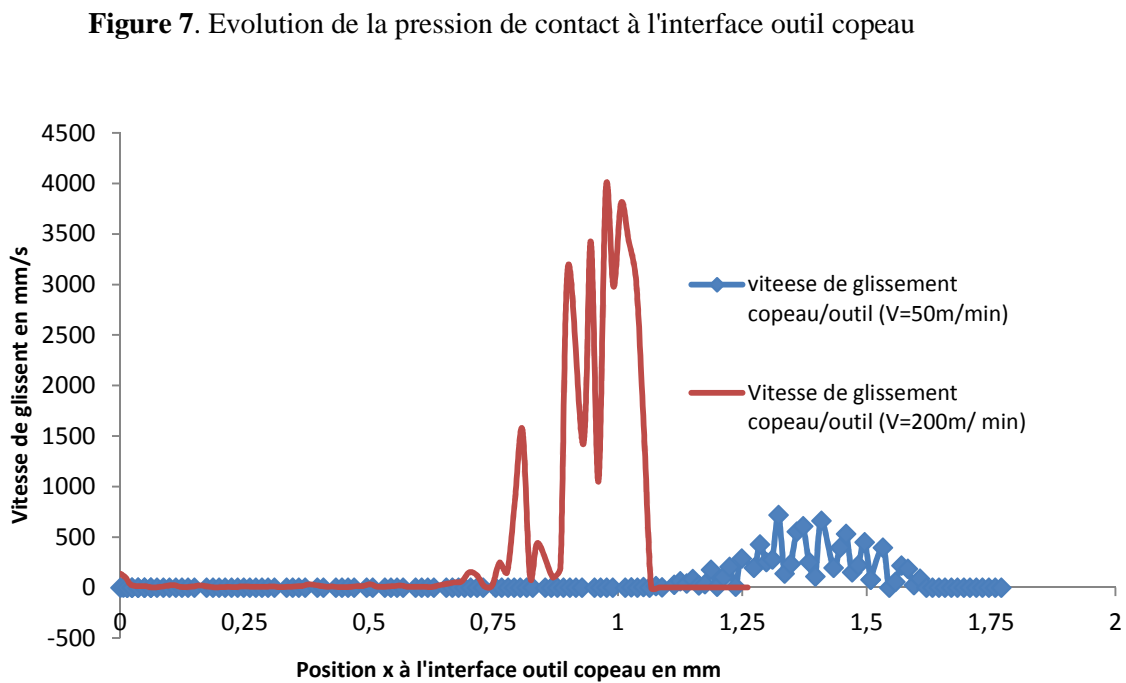
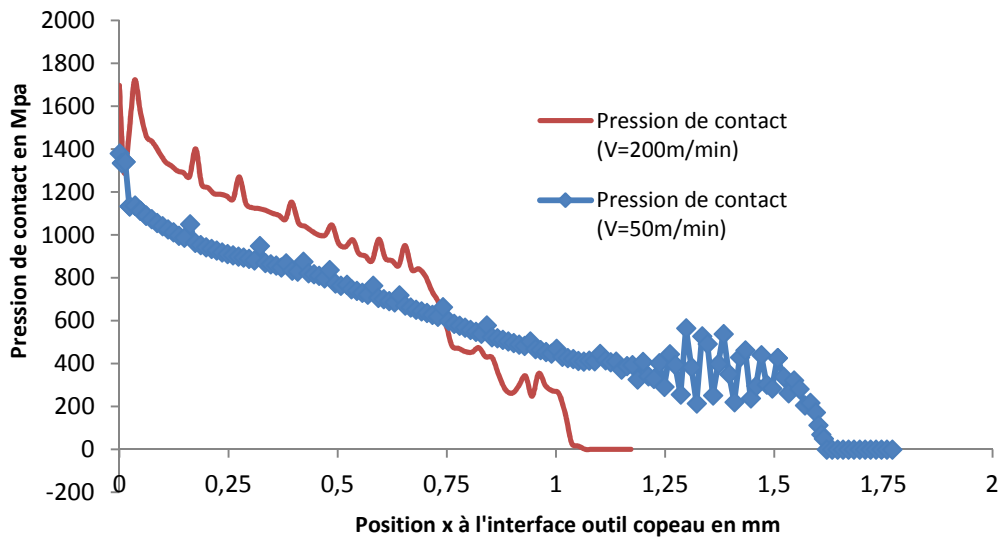


**Figure 6.** Comparaison des coefficients de frottement apparents numériques et expérimentaux (Oxley [5])

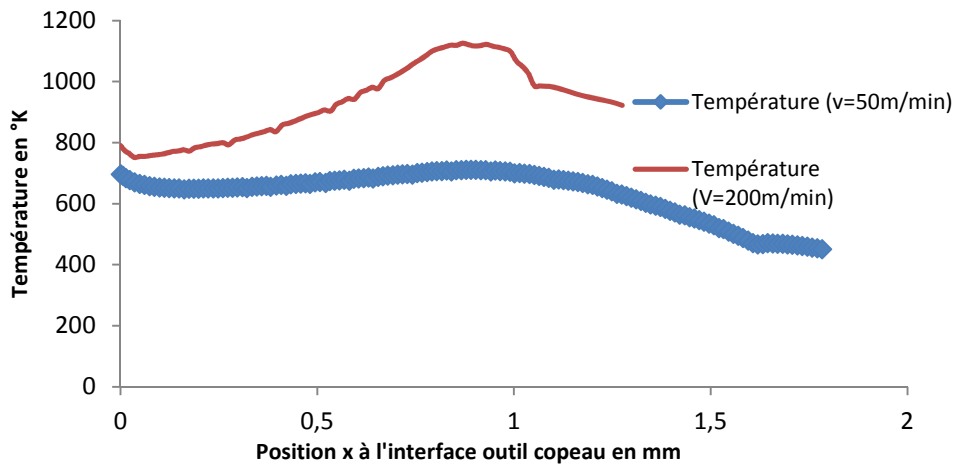
Nous analysons dans cette partie l'influence de la vitesse de coupe  $V$  sur les autres grandeurs thermomécaniques à l'interface outil copeau. La figure 7 illustre l'évolution de la pression de contact sur la face de coupe pour  $V=50$  m/min et  $V=200$  m/min. Le profil de la pression est décroissant le long de la face de coupe avec un maximum au niveau de l'arête de coupe de l'outil. Les résultats du modèle montrent que le niveau de pression augmente avec  $V$  sur une première partie de la longueur de contact et diminue avec la vitesse de coupe sur l'autre partie. Cette première partie est la zone du contact collant où la vitesse de glissement du copeau sur l'outil est nulle et l'autre partie correspond à la zone glissante du contact comme le montre la figure 8.

Il ressort également des courbes des figures 7 et 8 que la longueur de contact diminue avec la vitesse de coupe. Par contre le ratio  $l_p/l_c$  caractérisant le rapport de la longueur  $l_p$  de la zone collante sur la longueur totale du contact  $l_c$  augmente avec la vitesse. Cette tendance est le résultat de l'adoucissement thermique du matériau le long de la face de coupe de l'outil qui augmente avec  $V$  comme le montre la figure 9.

La figure 9 montre l'évolution de la température le long de la face de coupe, qui augmente avec la vitesse de coupe, et qui contrôle directement les conditions thermomécaniques du contact outil-copeau à travers son influence sur la contrainte d'écoulement du matériau usiné. On note que le profil de la température est croissant dans la zone collante et décroissant dans la zone glissante. La température maximale est alors atteinte  $x = l_p$  correspondant à la limite entre les deux zones. Il ressort de cette étude qu'à l'interface outil-copeau, l'effet de la température est prédominant sur les effets de la vitesse de déformation et de la déformation pour ce matériau. Nous résumons les résultats de cette partie dans le tableau 4.







**Figure 9.** Evolution de la température à l'interface outil copeau

Tableau 4 : comparaison des grandeurs thermomécaniques pour différentes vitesses

Vitesse de coupe V	Pression moyenne	Longueur de contact outil copeau	Ratio $R=lp/lc$	Température moyenne	Coefficient de frottement apparent
50 m/min	613 Mpa	1.6 mm	0.62	633 °K	0.51
200 m/min	798 Mpa	1.05 mm	0.76	931 °K	0.42

## 4 - Conclusion

Dans ce travail nous avons analysé l'effet de la vitesse de coupe  $V$  sur les conditions tribologiques à l'interface outil-copeau à partir d'un modèle éléments-finis basé sur l'approche Arbitraire Lagrange Euler (ALE). Le matériau usiné est l'acier CRS1018. La comparaison avec les essais de coupe orthogonale d'Oxley [5] montre que le modèle reproduit correctement les tendances expérimentales. L'étude a montré que pour ce matériau, l'évolution en fonction de  $V$  des conditions de contact entre le copeau et l'outil est principalement contrôlée par l'effet de la température sur la contrainte d'écoulement du matériau usiné.

## Remerciements

Les auteurs remercient la fédération de recherche de Metz en Génie Industriel Mécanique et Matériaux (GI2M) pour son soutien.

## Références

- [1] E. Merchant, “Mechanics of the metal cutting process, .I. orthogonal cutting and a type 2 chip,” *J. Appl. Phys.*, vol. 16, pp. 267–275, 1945.
- [2] E. Doyle, J. G. Horne, and D. Tabor, “Frictional interaction between chip and rake face in continuous chip formation,” *Proc. R. Soc. .London*, vol. A 336, pp. 173–187, 1979.
- [3] E. M. Trent, “Metal cutting and tribology of seizure,” *wear*, vol. 128, pp. 29–45, 1988.
- [4] P. K. Wright, “Frictional interactions between transparent sapphire and steel cutting tools,” *Met. Technol.*, pp. 150–160, 1981.
- [5] P. B. L. Oxley, *Mechanics of Machining*, Ellis Horw. 1989.
- [6] D. Dudzinski and A. Molinari, “stationary shear band in high- speed machining,” *CR.Acad.Sci.Paris*, vol. 315, no. II, pp. 399–405, 1992.
- [7] A. Moufki, A. Molinari, and D. Dudzinski, “Modelling orthogonal cutting with a temperature dependant law,” *J. Mech. ,physique solid*, vol. 46, no. 10, pp. 2103–2138, 1998.
- [8] J. A. Bailey, “Friction in metal machining. Mechanical aspects,” *wear*, vol. 31, pp. 243–275, 1975.
- [9] W. N. Findley and R. M. R, “The influence of extreme speeds and rake angles in metal cutting,” *J. Eng. Ind*, pp. 49–67, 1963.
- [10] H. Schulz, “Hoch-geschwindigkeits-fräsen, Metallischer und Nicht Metallischer Werkstoffe,” *C. Hanser*, pp. 17–27, 1989.
- [11] N. N. Zorev, “Interrelationship Between Shear Processes Occurring Along Tool Face and on Shear Plane in Metal Cutting,” *Int. Res. Prod. Eng. ASME, New York*, pp. 42–49, 1963.
- [12] S. Bahi, M. Nouari, a. Moufki, M. El Mansori, and a. Molinari, “A new friction law for sticking and sliding contacts in machining,” *Tribol. Int.*, vol. 44, no. 7–8, pp. 764–771, 2011.
- [13] S. Atlati, “Developpement d’une nouvelle approche hybride pour la modélisation des échanges thermiques à l’interface outil -copeau: application à l’usinage de l’alliage d’aluminium aéronautique AA2024-T351,” 2012.
- [14] G. List, G. Sutter, X. F. Bi, a. Molinari, and a. Bouthiche, “Strain, strain rate and velocity fields determination at very high cutting speed,” *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 213, no. 5, pp. 693–699, 2013.