

# Etude des perturbations thermiques induites par des hétérogénéités de contact à l'interface outil-copeau

C. COURBON<sup>a,c</sup>, T. MABROUKI<sup>c</sup>, J. RECH<sup>b</sup>, D. MAZUYER<sup>a</sup> ET E. D'ERAMO<sup>d</sup>

a. Université de Lyon, CNRS, Ecole Centrale de Lyon, LTDS UMR5513, F-69134, France

b. Université de Lyon, CNRS, Ecole Nationale d'Ingénieurs de Saint-Etienne, LTDS UMR5513, F-42023, France

c. Université de Lyon, CNRS, INSA-Lyon, LaMCoS UMR5259, F-69621, France

d. ASCOMETAL-CREAS, F-57301, France

## Résumé :

*Cette contribution remet en question les conditions de contact thermiquement parfaites communément admises à l'interface outil-copeau en usinage. Des essais de coupe orthogonale à sec sont réalisés sur un C45 avec des outils carbures revêtus TiN. Les zones de contact outil-copeau sont analysées en détail par MEB-EDS et l'existence d'une zone réelle de contact réduite menant à la formation d'une résistance thermique de contact est mise en évidence. Une étude numérique est ensuite mise en oeuvre pour montrer l'influence de telles conditions de contact thermiques sur le processus de coupe. Il apparaît que les transferts de chaleur, les champs de température et la continuité en température à l'interface outil-copeau sont réellement affectés suivant l'amplitude de cette résistance. Ce travail insiste sur le fait que l'existence d'une résistance thermique de contact à l'interface outil-copeau peut complètement perturber le partage local de la chaleur par rapport à un contact supposé thermiquement parfait.*

## Abstract :

*This paper questions the perfect thermal contact conditions usually assumed at the tool-chip interface in machining. Dry orthogonal cutting tests are first conducted on a AISI 1045 steel with TiN coated carbide tools. Tool-chip contact zones are carefully analysed by SEM-EDS and the existence of a rather low real contact area, leading to the formation of a Thermal Contact Resistance (TCR), is highlighted. A numerical study is then employed to investigate the influence of such thermal contact conditions on the cutting process. It is demonstrated that heat flux transmitted to the tool, temperature distribution on the tool rake face as well as continuity of temperature across the tool-chip interface are clearly affected depending on its amplitude. This study emphasizes that the existence of a TCR at the tool-chip interface can completely modify local heat partition compared to a perfect thermal contact.*

**Mots clés : Résistance thermique de contact ; partition de chaleur ; modélisation**

## 1 Introduction

Depuis de nombreuses années, l'importance fondamentale de la tribologie en usinage a encouragé la communauté scientifique à approfondir les mécanismes de contact régissant l'interface outil-copeau-pièce. La plupart des études se sont portées sur le frottement et la mécanique du contact tandis que les aspects thermiques ont souvent été négligés.

Que ce soit dans des modèles de coupe analytiques [10] ou numériques [1], l'interaction entre l'outil et le copeau est communément considérée comme thermiquement parfaite. Ceci se traduit par une très faible Résistance Thermique de Contact (RTC) et une continuité en température à l'interface. Malgré les précieux travaux conduits depuis des décennies sur la génération de chaleur et la mesure des champs de température en usinage, peu de chercheurs ont réellement concentré leur recherche sur la nature du

contact entre l'outil et le copeau d'un point de vue thermique. Peu d'études ont d'ailleurs considéré que le contact pouvait être partiellement hétérogène, participant ainsi à la formation d'une RTC [6]. L'influence d'une possible RTC sur les principales grandeurs de sortie du procédé, de même que sur les variables locales, n'a de plus pas été clairement recensée. Les points précités apparaissent comme des lacunes qui peuvent trouver des réponses dans l'étude proposée ici.

L'objectif de cette contribution est donc de remettre en question les conditions de contact parfait communément admises à l'interface outil-copeau en usinage. L'existence d'un contact hétérogène est mise en évidence dans une partie expérimentale et l'effet de ce paramètre thermique sur le comportement d'une opération d'usinage est finalement démontré à l'aide d'un modèle numérique.

## 2 Formation d'une RTC à l'interface outil-copeau

### 2.1 Approche expérimentale

L'étude s'est focalisée sur un acier ferrito-perlitique C45 normalisé, fourni en barre (diamètre 80 mm x 500 mm) et présentant une dureté entre 180 et 190 HB. Des outils carbures revêtus TiN ont été sélectionnés et employés avec un angle de coupe  $\gamma = 0^\circ$  et de dépouille  $\alpha = 11^\circ$ . Le rayon d'arête  $r_\beta$  était d'approximativement  $50 \mu\text{m}$ .

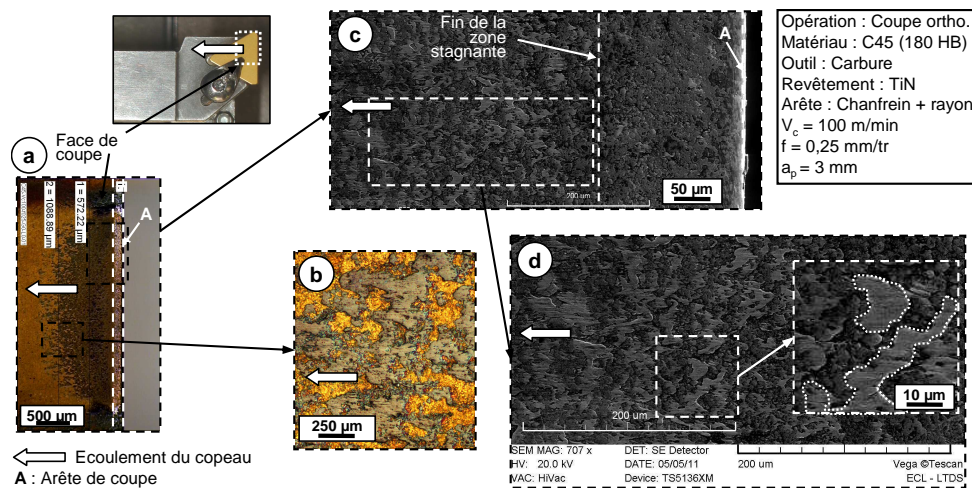


FIGURE 1 – Morphologie de la zone de contact à l'interface outil-copeau : b) traces d'adhésion en fin de contact, c) transition zone stagnante à glissante et d) dépôts de fer lissés par le contact

Les essais de coupe orthogonale à sec ont été conduits sur des disques et des tubes minces selon plusieurs vitesses de coupe  $V_c$  [100 ; 175 ; 250] m/min et avances par tour  $f$  [0,1 ; 0,25 ; 0,4] mm/tr.

L'effort de coupe  $F_c$  et l'effort d'avance  $F_f$  ont été mesurés à l'aide d'une table dynamométrique à trois composantes. L'acquisition du flux de chaleur transmis à l'outil de coupe  $\phi_{outil}$  a été réalisée au moyen d'une méthode inverse [3]. La face de coupe des outils a été examinée optiquement à l'aide d'une binoculaire Leica et d'un microscope ZEISS ainsi que par Microscopie Electronique à Balayage (MEB) couplée à une analyse chimique par spectroscopie d'émission des rayons X (EDS).

### 2.2 Analyse des zones de contact

Les analyses MEB ont permis de mettre en valeur la morphologie de la zone de contact outil-copeau (Fig. 1a-c) et en particulier les deux principales régions recensées dans la littérature : (i) une zone dite "collante", débutant au niveau de l'arête de coupe, quasiment vierge de dépôts (Fig. 1c) et caractérisée par des vitesses de glissement très faibles et (ii) une "zone glissante" où les vitesses de glissement sont plus importantes et où l'adhésion devient plus intense en s'approchant de la fin de la zone de contact.

Sur la zone glissante, le revêtement TiN apparaît clairement entre les dépôts et semble ne pas avoir été endommagé, ni même avoir été en contact avec le copeau (Fig. 1b). Des dépôts métalliques ressortent aplatis et lisses et pourraient avoir été soumis à un contact intense avec le copeau glissant sur la face de coupe de l'outil. Si l'on considère que le contact se produit uniquement sur ces zones localisées, on comprend facilement comment une RTC peut exister sur la zone glissante, qui représente la majeure partie de la zone de contact, même sous des conditions de contact aussi extrêmes.

Les cartes chimiques obtenues par EDS ont permis d'identifier précisément la région où l'adhésion est omniprésente (Fig. 2b). Après un post-traitement des cartes (Fig. 2c), si l'on considère que chaque dépôt de matière (Fig. 1d) correspond à un point de contact, la surface réelle de contact  $A_r$  peut être extraite comme illustrée en Fig. 2 d. Il apparaît immédiatement que la zone de contact réelle est bien inférieure à la zone de contact apparente.

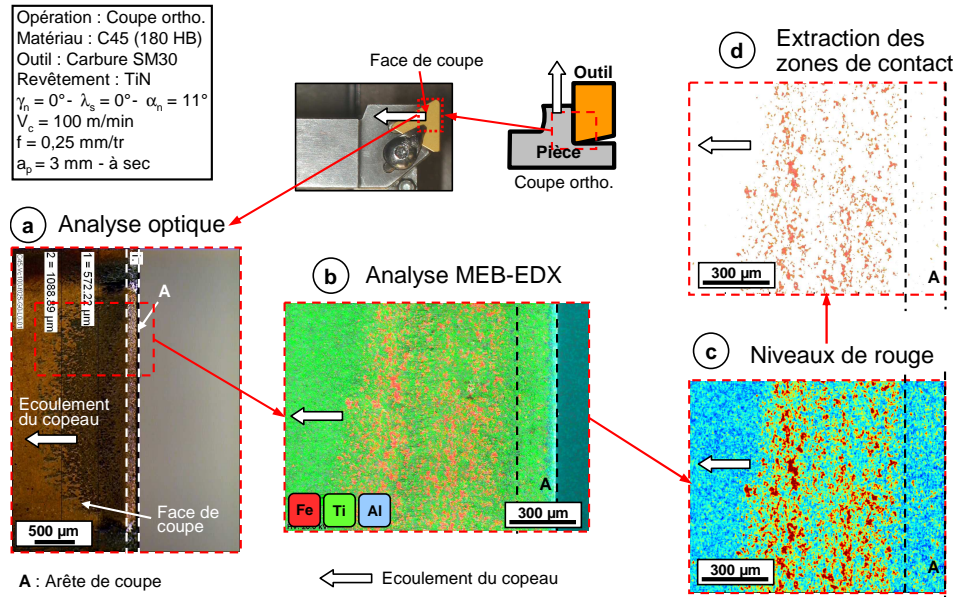


FIGURE 2 – Traitement des zones de contact à partir b) des analyses EDS sur la face de coupe de l'outil, c) extraction des niveaux de rouge (dépôts de fer) et c) isolement des contacts locaux

### 3 Influence sur le processus de coupe

#### 3.1 Brève description du modèle numérique employé

Un modèle 2D de coupe orthogonale basé sur une approche ALE a été employé pour mener à bien une analyse couplée thermo-mécanique dans le code de calcul commercial Abaqus/Explicit (Fig. 3) [5].

Le modèle se compose ici d'une pièce déformable et d'un outil rigide massif (degrés de liberté intégralement contraints permettant ainsi un calcul thermique). Les deux solides sont maillés en éléments quadrilatères en déformation plane, couplés température-déplacement et intégration réduite (CPE4RT). La taille des éléments dans les zones de déformation majeure a été réduite à environ 10  $\mu$ m. Le temps d'usinage simulé est ici de 10 ms. Le comportement du matériau usiné est pris en compte par une loi de type Johnson-Cook (Eq. 1) selon l'identification de Jaspers et Dautzenberg [9].

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

Le frottement à l'interface est modélisé par un frottement de Coulomb variable, dépendant de la vitesse de glissement [11] (Eq. 2).

$$\mu(V_{ls}) = -K_1 \cdot |V_{ls}| + K_2 \quad \text{si} \quad |V_{ls}| < 2.4 \text{ m/s} \quad (2)$$

avec  $V_{ls}$  la vitesse locale de glissement en m/s,  $K_1 = 0.12$  s/m et  $K_2 = 0.498$ .

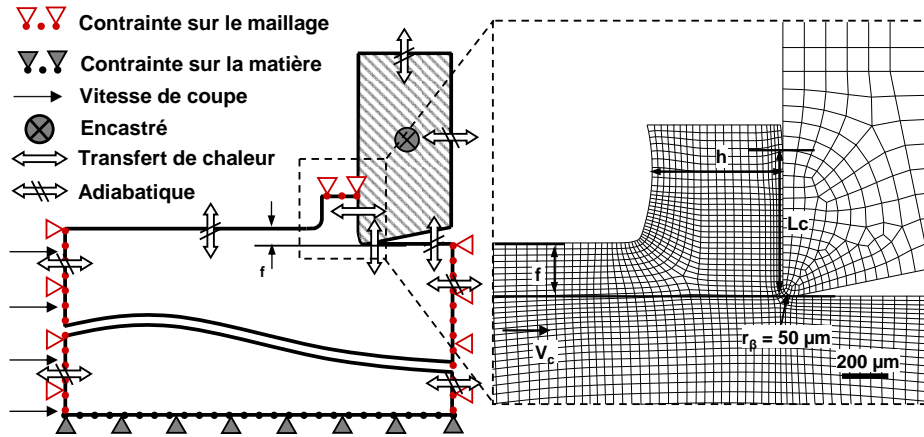


FIGURE 3 – Conditions limites du modèle 2D ALE employé

L'interface est modélisée d'un point de vue thermique par la formulation classique proposée par Bardon [2]. Les solides en contact sont thermiquement connectés par une RTC qui retranscrit la perturbation engendrée par les hétérogénéités de contact. On utilisera son inverse, la conductance thermique  $RTC^{-1} = h$  dans la suite du manuscrit. La chaleur dissipée par frottement  $\varphi_g$  est répartie vers chaque solide en considérant qu'une fraction  $\alpha$  est générée à la surface du copeau, tandis que la complémentaire  $(1 - \alpha)$  est générée sur la contre-surface [2]. Le flux de chaleur transmis au copeau s'exprime suivant l'Eq. 3 :

$$\varphi_{copeau} = \alpha \cdot \varphi_g + h \cdot Ac \cdot (T_{outil} - T_{copeau}) \quad (3)$$

Dans cette étude, le partage de chaleur a été maintenu constant avec 85 % de la chaleur dissipée transférée au copeau (coefficient de partage  $\alpha$ ) contre 15 % vers l'outil de coupe [7]. Différentes valeurs de  $h$  ont été choisies [ $0.001$  ;  $10^4$  ;  $10^6$  ;  $10^8$ ]  $W/m^2K$  afin d'étudier la sensibilité du modèle à ce paramètre thermique.

### 3.2 Influence d'une RTC

L'étude a montré que les grandeurs macroscopiques telles que les efforts de coupe ou l'épaisseur du copeau généré n'étaient pas sensibles à ce paramètre thermique. En revanche,  $h$  modifie considérablement les transferts de chaleur à l'interface (Fig. 4).

Les hautes valeurs de conductance thermique, i.e. très faibles résistances thermiques, tendent clairement à sur-estimer le flux de chaleur transmis à l'outil  $\varphi_{outil}$ . Une valeur faible proche de  $10^4$   $W/m^2K$  semble être la plus en accord avec les résultats expérimentaux et corrobore les résultats obtenus par Bourouga et al. [4]. Ce paramètre ne semble par ailleurs pas être constant pour une valeur donnée du coefficient de partage  $\alpha$ . Des valeurs plus élevées pourraient être plus réalistes pour les basses vitesses de coupe, ce qui s'avère être en accord avec les travaux d'Iqbal et al. [8].

La distribution de température dans l'outil est fortement perturbée par l'évolution de la conductance thermique comme illustré en Fig. 5. On remarque particulièrement qu'une faible valeur de  $h$  ( $10^4$   $W/m^2K$ ) induit une discontinuité en température entre les surfaces en contact alors qu'une valeur plutôt importante ( $10^8$   $W/m^2K$ ) tend à les équilibrer.

L'extraction du flux de chaleur effectivement transmis au copeau,  $\alpha_{eff} = \varphi_{copeau} / (\varphi_{outil} + \varphi_{copeau})$ , montre également que le partage initial de 85 % n'est pas respecté sur toute la plage de vitesses de coupe (Fig. 6). Reprenant l'Eq. 3, il apparaît que plus les valeurs de  $h$  sont élevées, i.e. conditions de

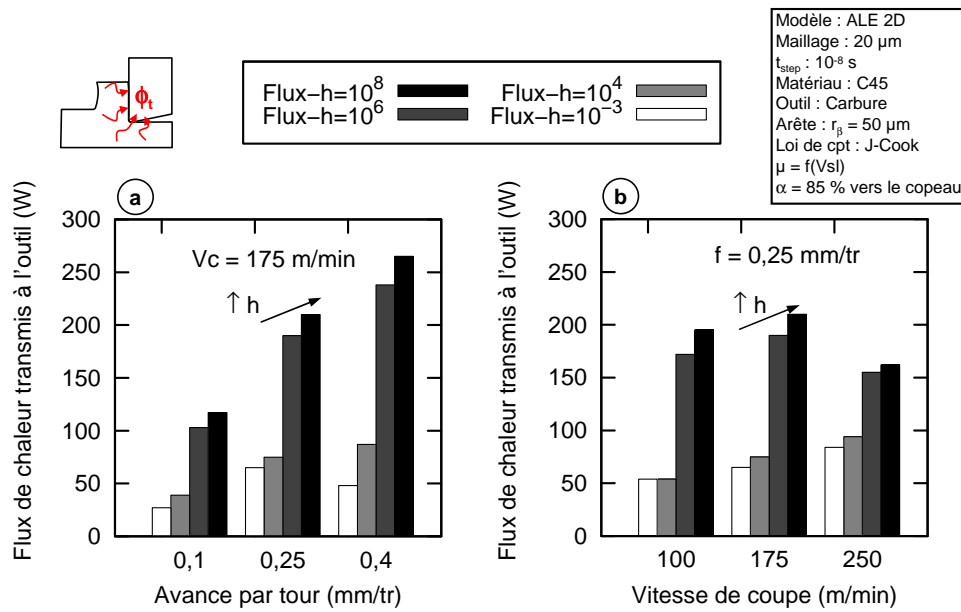


FIGURE 4 – Influence de la conductance thermique de contact sur le flux transmis à l’outil de coupe

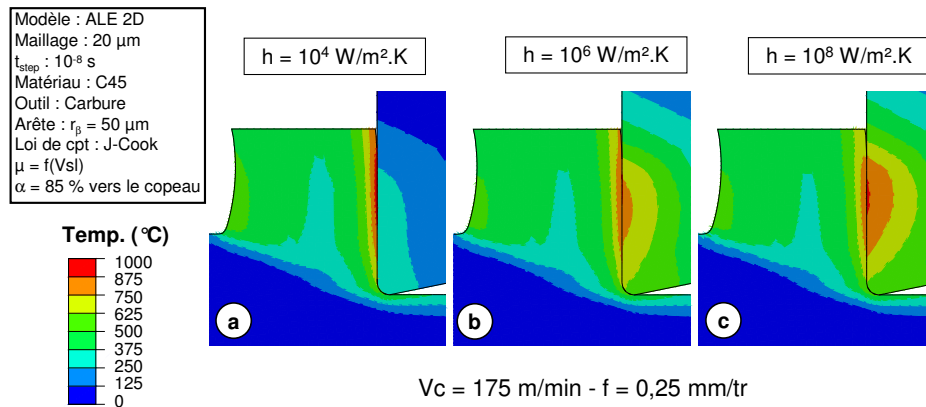


FIGURE 5 – Influence de la conductance thermique sur le champ de température outil

contact proches d’un contact parfait, plus le flux de chaleur par conduction devient prédominant sur la part générée par frottement. Le coefficient de partage  $\alpha$  n’est alors plus un paramètre d’entrée du modèle mais le résultat d’un équilibre thermique à l’interface. Pour le cas présent,  $\alpha_{eff}$  semble bien éloigné du ratio 80 % transféré au copeau et 20 % vers l’outil observé par plusieurs auteurs dans des conditions de coupe similaires [7].

### 4 Conclusions

Cet article s’est focalisé sur les conditions de contact thermiques à l’interface outil-copeau en usinage à sec du C45. La première partie expérimentale a montré comment les dépôts métalliques sur la face de coupe de l’outil, en particulier dans la zone de contact dite "glissante", peuvent réduire la surface réelle de contact et former une résistance thermique de contact. L’étude numérique conduite par la suite a cherché à évaluer l’impact d’une telle résistance sur le processus de coupe. Il est clairement apparu comme un paramètre important, gouvernant les transferts de chaleur à l’interface outil copeau. Le partage de chaleur et les champs de température résultants se sont avérés fortement affectés par l’amplitude considérée dans les simulations. Une attention particulière doit être apportée à ce paramètre si des prédictions précises et fiables de la température à la surface de l’outil sont particulièrement recherchées.

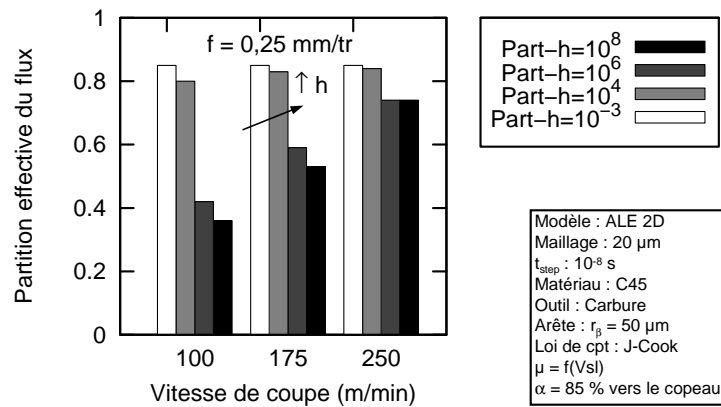


FIGURE 6 – Influence de la conductance thermique sur le partage effectif de chaleur

## Références

- [1] P.J. Arrazola and T. Özel. Numerical modelling of 3d hard turning using arbitrary lagrangian eulerian finite element method. *International Journal of Machining and Machinability of Materials*, 3 :238–249, 2008.
- [2] J. P. Bardon. Sliding contact : a theoretical approach of imperfect contact condition. In *Proceedings of the Pre-International Heat Transfer Conference Seminar, Michigan State University*, 1986.
- [3] J. L. Battaglia, O. Cois, L. Puigsegur, and A. Oustaloup. Solving an inverse heat conduction problem using a non-integer identified model. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 44 :2671 – 2680, 2001.
- [4] B. Bourouga, E. Guillot, B. Garnier, and L. Dubar. Experimental study of thermal sliding contact parameters at interface seat of large strains. In *Proceedings of the 13th ESAFORM2010 conference on material forming, Brescia, Italy*, 2010.
- [5] C. Courbon, T. Mabrouki, J. Rech, D. Mazuyer, and E. D’Eramo. New thermal issues on the modelling of tool-workpiece interaction : application to dry cutting of AISI 1045 steel. *Advanced Materials Research*, 223 :286 – 295, 2011.
- [6] W. Grzesik. *Advanced Machining Processes of Metallic Materials*. Elsevier Science, 2008.
- [7] W. Grzesik and P. Nieslony. A computational approach to evaluate temperature and heat partition in machining with multilayer coated tools. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 43(13) :1311 – 1317, 2003.
- [8] S. A. Iqbal, P. T. Mativenga, and M. A. Sheikh. An investigative study of the interface heat transfer coefficient for finite element modelling of high-speed machining. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B : Journal of Engineering Manufacture*, 222 :1405–1416, 2008.
- [9] S. P. F. C. Jaspers and J. H. Dautzenberg. Material behaviour in conditions similar to metal cutting : flow stress in the primary shear zone. *Journal of Materials Processing Technology*, 122(2-3) :322 – 330, 2002.
- [10] R. Komanduri and Z. B. Hou. Thermal modeling of the metal cutting process – part ii : temperature rise distribution due to frictional heat source at the tool-chip interface. *International Journal of Mechanical Sciences*, 43(1) :57 – 88, 2001.
- [11] J. Rech, C. Claudin, and E. D’Eramo. Identification of a friction model - application to the context of dry cutting of an aisi 1045 annealed steel with a tin coated carbide tool. *Tribology International*, 42 :738 – 744, 2009.