

# Etude expérimentale du contact thermique glissant lors d'un essai de frottement à haute température

Emilien GUILLOT<sup>1\*</sup>, Brahim BOUROUGA<sup>1</sup>, Bertrand GARNIER<sup>1</sup>, Laurent DUBAR<sup>2</sup>

<sup>1</sup> Laboratoire de Thermocinétique de Nantes, Ecole Polytechnique de l'université de Nantes  
Rue Christian Pauc - BP 50609 - 44306 Nantes Cedex 3

<sup>2</sup> Laboratoire d'Automatique, de Mécanique et d'Informatique industrielles et Humaines  
Le Mont Houy - 59313 Valenciennes Cedex 9

\* (auteur correspondant : [emilien.guillot@univ-nantes.fr](mailto:emilien.guillot@univ-nantes.fr))

**Résumé** - Un dispositif expérimental permettant de reproduire les conditions mécaniques et thermiques ayant lieu lors d'une découpe par UGV en pointe d'outil est employé afin d'estimer la condition de liaison thermique entre la pièce et l'outil. Des expériences de compression-translation à chaud sont réalisées entre de l'acier M2 et de l'acier inoxydable AISI 304L. Ces expériences ont mis en évidence que la résistance thermique de contact entre l'outil et l'éprouvette est très faible. D'autre part le résultat de l'estimation du coefficient de partage du flux généré à l'interface correspond au rapport des effusivités thermiques des deux matériaux en contact.

## Nomenclature

$b$	effusivité thermique, $J.m^{-2}.K^{-1}.s^{1/2}$	$\rho$	masse volumique, $kg.m^{-3}$
$Cp$	capacité thermique, $kJ.kg^{-1}.K^{-1}$	$\varphi$	densité de flux, $W.m^{-2}$
$R_{TC}$	résistance thermique de contact, $m^2.K.W^{-1}$	<i>Indices et exposants</i>	
$T$	température de surface, $K$	$c$	contacteur
<i>Symboles grecs</i>		$e$	éprouvette
$\alpha$	coefficient de partage du flux généré	$g$	généré
$\lambda$	conductivité thermique, $W.m^{-1}.K^{-1}$		

## 1. Introduction

A l'interface pièce-outil, lors de l'usinage à grande vitesse, l'énergie mécanique est dissipée en chaleur dans les zones de cisaillement. Un grand intérêt est porté à la zone de cisaillement secondaire qui se situe au contact entre le copeau et l'outil. En effet, le couplage thermomécanique y est très fort puisque les dissipations par frottement sont dues au champ de contrainte à l'interface, lui-même conditionné par le niveau thermique à travers la loi de comportement. Les contraintes ne sont pas uniformément réparties le long du contact copeau-outil [1-3]. En pointe d'outil, la contrainte normale atteint le gigapascal et présente une valeur nulle en fin de contact, lors du décollement du copeau. Cette distribution laisse penser qu'il existe une valeur de contrainte à partir de laquelle le contact thermique ne peut plus être considéré comme parfait comme cela est supposé dans certains travaux [4-5]. Dans cette zone, il convient alors de considérer un contact imparfait, ce qui implique la connaissance de la résistance thermique de contact (notée  $R_{TC}$ ) pour décrire la condition à la frontière intérieure qui se présente comme une condition de troisième espèce non-homogène. Rappelons que cette non-homogénéité se présente comme le produit du flux généré (noté  $\varphi_g$ ) par le coefficient de partage (noté  $\alpha$ ) du flux généré.

Pour étudier ces paramètres de contact, nous proposons une approche expérimentale fondée sur deux modèles de dépouillement relatifs à chacun des sous-domaines que sont les zones instrumentées de la pièce et de l'outil [6-7]. Cela permet de contourner les difficultés d'estimation induite par la corrélation forte entre  $\alpha$  et  $\varphi_g$  dans l'écriture de la condition de

liaison. Ainsi la mesure des champs de température dans la pièce et l'outil permet d'estimer séparément les conditions thermiques superficielles (température et densité de flux) de part et d'autre de l'interface de contact au moyen de deux méthodes différentes de conduction inverse. Ces valeurs estimées servent à déterminer les paramètres de contact.

La présente étude se compose de trois sections. Dans la première, le dispositif expérimental est présenté ; la machine employée pour reproduire les conditions de frottement rencontré en UGV est une machine de compression-translation à chaud développée par le LAMIH de Valenciennes [8]. La section suivante est dévolue à l'instrumentation thermique des pièces en contact glissant. Enfin la dernière section discutera des relevés de température durant une expérience et de l'analyse de ces résultats.

## 2. Protocole expérimental

Le dispositif expérimental employé pour caractériser la condition de liaison entre le copeau et l'outil en pointe de celui-ci est une machine de compression-translation à chaud. Le montage permet de réaliser une mise en contact de deux pièces sous haute pression et le déplacement de l'une d'elle. Le dispositif général est présenté dans la partie droite de la figure 1 ; les six éléments principaux d'une expérience sont :

- un four à induction
- un tribomètre de compression-translation à chaud
- un contacteur en AISI M2
- une éprouvette en AISI 304L
- une centrale d'acquisition permettant de relever les champs thermiques
- une centrale d'acquisition pour relever les paramètres mécaniques

Ce dernier élément est utilisé par les collègues du LAMIH. Les relevés d'effort couplés avec la mesure de la pénétration leur permettent d'estimer les paramètres de la condition de liaison mécanique entre le contacteur et l'éprouvette c'est-à-dire les contraintes et le coefficient de frottement à l'interface [9].

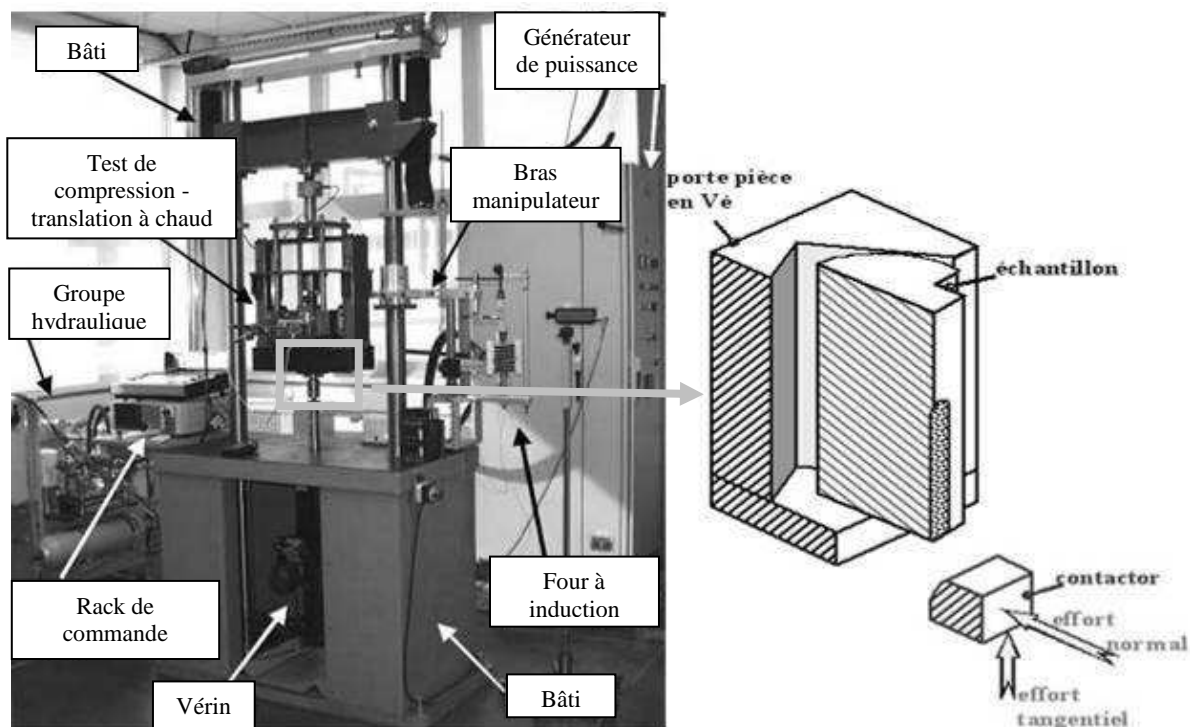


Figure 1 : Présentation de la machine de compression-translation à chaud

Le tribomètre se compose d'un étui en V sur lequel est placée l'éprouvette en sortie du four à induction. Cet étui est relié à la traverse hydraulique mobile du tribomètre permettant ainsi de mettre en mouvement l'éprouvette. La vitesse de la traverse peut être réglée jusqu'à une vitesse de 0,400 m/s et au cours de notre expérience la vitesse est imposée à 0,200 m/s. L'effort entre les deux solides ne peut dépasser 10 kN : la limite haute de la plage de mesure du capteur. La profondeur de la trace avoisine 0,1 mm et elle est mesurée au moyen d'un profilomètre après chaque expérience. Le contacteur est fixé au bâti du tribomètre et il reste immobile pendant l'expérience. Le schéma de principe de l'expérience de compression-translation à chaud est présenté dans la partie gauche de la figure 1.

### 3. Instrumentation thermique

Les formes du contacteur et de l'éprouvette (figure 2) ont été conçues afin de permettre les études mécanique et thermique tout en reproduisant les conditions d'un contact en UGV. Ainsi, le rayon de courbure du contacteur a été obtenu à partir de simulation numérique 2D du problème mécanique pour que le niveau de valeur de la contrainte normale à l'interface contacteur-éprouvette atteint soit similaire à celui d'un procédé d'UGV. La largeur de la zone de contact est imposée par les considérations thermiques afin que les transferts dans le contacteur soient bi-dimensionnels et sans effet de bord en son centre. Un système de chauffage est placé au centre du contacteur pour imposer sa température initiale.

Le contacteur est instrumenté au moyen de quatre thermocouples vernis de type K de 80  $\mu\text{m}$  de diamètre. Ils sont implantés deux à deux de manière à se trouver en dessous de la zone de début et de fin du contact. Les jonctions chaudes sont soudées sans apport au fond de trous percés par électroérosion dans le plan de symétrie du contacteur. Le premier thermocouple est placé à 0,9 mm de la surface frottante et le second à 1,9 mm.

La largeur de l'éprouvette dans la zone de frottement est suffisamment grande pour négliger, dans le plan central, les pertes thermiques dues aux échanges par les bords. Rappelons que les transferts thermiques dans la pièce sont monodimensionnels au cours de l'expérience. Ainsi le flux dans les pièces mobiles est estimé en un seul point au cours du temps à l'aide d'un fluxmètre composé de deux thermocouples. Des profondeurs d'implantation de 0,9 mm et 1,9 mm de la surface sont également utilisés pour l'éprouvette. Les thermocouples employés sont des fils de type K de 100  $\mu\text{m}$  de diamètre, gainés de soie de verre afin de résister aux hautes températures des expériences. Ces thermocouples sont soudés sans apport au fond de trous électroérodés dans le plan de symétrie de l'éprouvette.

Les jonctions froides de l'ensemble des thermocouples sont branchées sur une boîte froide dont la température sert de température de référence pour l'expérience.

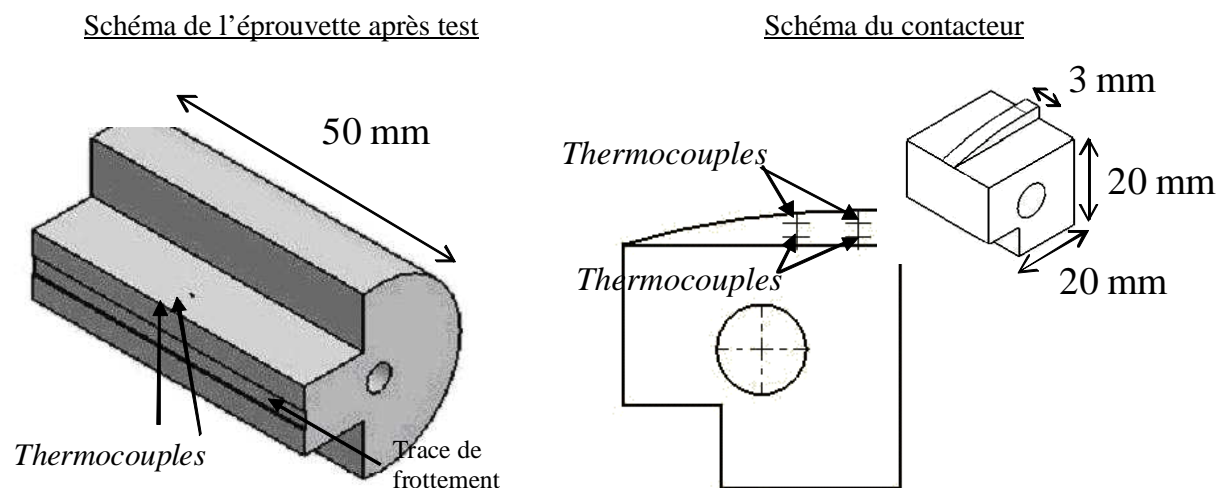


Figure 2 : Schéma d'implantation des thermocouples

## 4. Résultats et analyses

Le relevé de température lors d'un test de compression-translation à chaud est présenté dans la figure 3. Les deux premiers thermocouples, dont le niveau thermique est le plus élevé, sont ceux placés dans l'éprouvette et les quatre thermocouples suivants sont ceux positionnées dans l'outil. Les échauffements mesurés par les thermocouples sont intenses. La température à la position du thermocouple le plus proche de la zone d'entrée dans l'outil augmente de plus de 400°C en une demi-seconde. Dans la pièce l'échauffement est moindre mais reste intense : près de 100°C en un dixième de seconde.

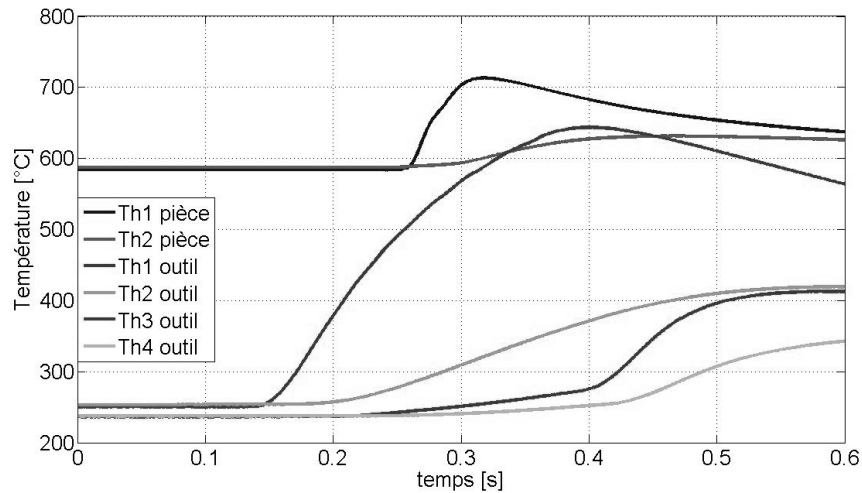


Figure 3 : Relevés de température lors d'un essai

Le dépouillement de cet essai est réalisé par sous domaines, les paramètres superficiels (température de surface et flux transféré) sont estimés distinctement dans le domaine de l'éprouvette puis dans celui de l'outil. Les signaux ont été filtrés par moyenne glissante pour éliminer un bruit de fréquence 50Hz.

Dans le domaine 'pièce', les estimations sont présentées sur la figure 4. Elles ont été réalisées au moyen de la méthode séquentielle de Beck en non-linéaire. Rappelons que dans la pièce, on considère un transfert par conduction unidirectionnel.

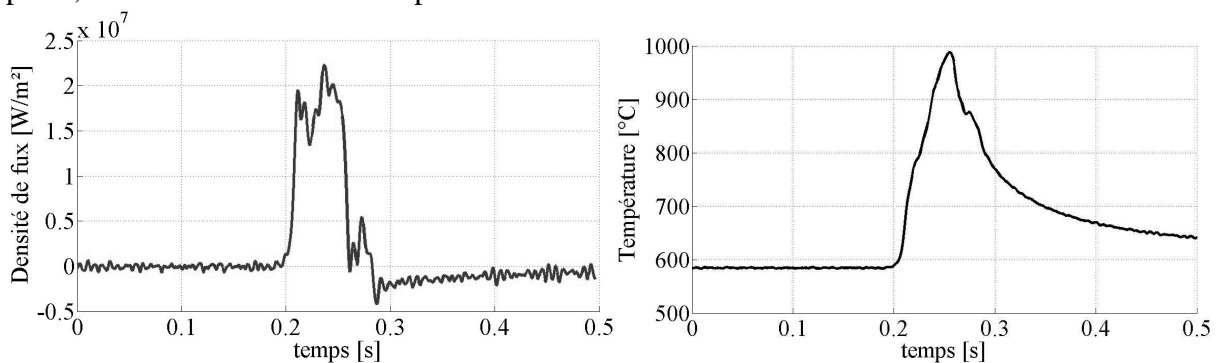


Figure 4 : Estimation des conditions superficielles coté éprouvette

On note que la densité de flux estimée est d'une forme proche d'un rectangle dont l'intensité est comprise entre 15 et 20 MW/m<sup>2</sup> et d'une durée de 60 ms. Au niveau de l'interface cela se traduit par un échauffement de plus 400 °C. L'ordre de grandeur de la densité de flux de chaleur correspond bien avec rencontrées en UGV, le flux de la source interfaciale est donc très grand devant les autres sources de transfert. L'hypothèse que cet échauffement est dû uniquement aux frottements [7] est bien vérifiée.

On estime par la suite la température et la densité de flux superficielles à l'interface côté outil. Le transfert de chaleur dans l'outil est bi-dimensionnel. Le dépouillement des mesures dans ce domaine se fait par technique inverse fondée sur la méthode de Gauss-Newton. La résolution du problème direct est menée par voie numérique sur un code d'éléments finis.

Les estimations des conditions superficielles côté outil sont représentées sur la figure 5. Ainsi on remarque que la densité de flux moyenne augmente à partir de l'instant du contact jusqu'à un maximum de 14 MW/m<sup>2</sup> puis diminue de manière régulière jusqu'à la fin du contact. La densité de flux a une valeur comprise entre 8 et 14 MW/m<sup>2</sup> au cours du frottement. La température estimée au point le plus chaud de la surface du contacteur atteint une valeur stable autour de 1100°C au bout de 0,1 s ce qui correspond à un déplacement de 20 mm depuis le bord d'attaque. Cette distance permet de vérifier que le fluxmètre placé dans le centre de l'éprouvette est dans la zone stabilisée du frottement.

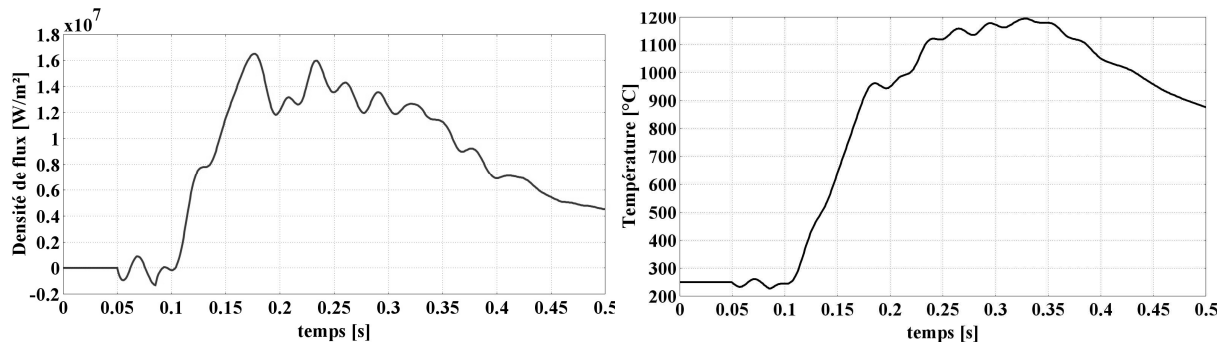


Figure 5 : Estimation des conditions superficielles coté contacteur

L'analyse transitoire des relevés de température des expériences a permis d'estimer les conditions thermiques superficielles prévalant de part et d'autre de l'interface de contact pièce-outil. Les conditions thermiques de l'interface sont estimées avec précision pour l'essai présenté au moment où l'outil passe devant le fluxmètre de l'éprouvette. On détermine ainsi la valeur de la densité du flux généré par frottement qui est la somme des densités de flux estimées de part et d'autre de l'interface.

$$\varphi_g = \varphi_e + \varphi_c = 1,6 \cdot 10^7 + 1,3 \cdot 10^7 = 2,9 \cdot 10^7 \text{ W / m}^2 \quad (1)$$

Le coefficient de partage du flux généré est donné par la valeur du flux transmis dans l'outil rapportée au flux généré :

$$\alpha = \frac{\varphi_c}{\varphi_g} = 0,45 \quad (2)$$

Enfin la valeur de la résistance thermique de contact glissant est déterminée en considérant l'écriture d'une condition de liaison qui couple le problème de conduction dans la pièce à celui dans l'outil.

$$-\lambda_c \left. \frac{\partial T_c}{\partial x} \right|_c + \alpha \cdot \varphi_g = \frac{T_c - T_e}{R_{TC}} \Leftrightarrow R_{TC} = 6,7 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2 \cdot \text{°C} / \text{W} \quad (3)$$

Notons que la valeur de la résistance thermique est très faible et cela était prévisible pour des raisons multiples. En effet, la contrainte à l'interface est très forte, la contrainte d'écoulement de la pièce est faible en raison de sa température élevée (voir figure 4b) et le contact est glissant ; ce qui a pour conséquence d'atténuer le phénomène de micro-constriction thermique au niveau des spots de contact du côté de la pièce qui est mobile. Une telle valeur de résistance de contact (équation 3) donne lieu à un nombre de Biot grand devant l'unité qui incite à considérer le contact comme parfait.

L'estimation du coefficient de partage est comparée avec la valeur issue de la bibliographie pour le cas de milieux semi-infini mis brusquement en contact [10], c'est-à-dire dans le cas d'un partage dans le rapport des effusivités thermiques, d'où l'expression :

$$\alpha_{\text{effusivité}} = \frac{b_e}{b_e + b_c} \quad (4)$$

où  $b_i = \sqrt{\lambda_i \cdot \rho_i \cdot Cp_i}$ . L'application numérique donne :  $\alpha_{\text{effusivité}} = 0,49$

Cette valeur est relativement proche de celle obtenue dans nos estimations. Le partage du flux dans le rapport des effusivités avait déjà été testé favorablement en considérant l'hypothèse que l'ensemble des efforts est converti en chaleur [4].

## 5. Conclusion

Des expériences de frottement ont été réalisées entre de l'acier M2 et de l'acier AISI 304L. Les conditions d'expériences reproduisent celles rencontrées en UGV en pointe d'outil. Les niveaux d'échauffement de chaque coté de l'interface glissante siègent d'une génération de chaleur dus aux frottements sont intenses. Ces expériences ont permis d'estimer les conditions thermiques d'interface, c'est à dire les températures de contact et le flux généré. A partir de ces estimations, les paramètres de contact sont déterminés : la résistance thermique de contact et le coefficient de partage du flux généré à l'interface et la densité de flux généré.

Les résultats sont cohérents puisque la valeur de résistance thermique de contact glissant est très faible en raison des conditions thermiques et mécaniques du contact ; ce qui conforte l'hypothèse de contact parfait généralement retenue dans l'UGV. De plus, l'estimation du coefficient de partage du flux de chaleur tend à valider un modèle du partage du flux généré dans le rapport des effusivités thermiques.

## Références

- [1] N. Zorev, Inter-relationship between shear processes occurring along tool face and shear plane in metal cutting, *ASME International Research in Production Engineering* (1963), 42-49.
- [2] L.C. Lee, X.D. Liu & K.Y. Lam, Determination of stress distribution on the tool rake face using a composite tool, *International Journal of Tools & Manufacture* 35 (1995), 373-382.
- [3] T. H. C. Childs, K. Maekawa, T. Obikawa & Y. Yamane, Metal machining - Theory and applications, *Elsevier Publishing* (2000).
- [4] W. Grzesik, P. Nieslony, A computational approach to evaluate temperature and heat partition in machining with multilayer coated tools, *International Journal of Machine Tools & Manufacturing* 43 (2003), 1311-1317.
- [5] M.C. Shaw, Metal cutting principles, *Clarendon Press, Oxford* (1984), 206-240.
- [6] E. Guillot, B. Bourouga, B. Garnier, and L. Dubar, Experimental Study Of Thermal Sliding Contact With Friction : Application To High Speed Machining Of Metallic Materials, *Proc. ESAFORM congress* (Zaragoza 2007).
- [7] E. Guillot, B. Bourouga, B. Garnier et J. Brocail, La condition thermique de liaison dans l'usinage grande vitesse pour le contact copeau-outil, *Proc. HSIMP congress* (Senlis 2007).
- [8] A. Dubois, Essai de compression-translation: contribution à l'identification des lois de comportement surfaciques, *Thèse de l'Université de Valenciennes et du Hainaut Cambrésis* (1995).
- [9] J. Brocail, M. Watremez, L. Dubar & B. Bourouga, High Speed Machining: A New Approach To Friction Analysis At Tool-Chip Interface, *ESAFORM congress* (Zaragoza 2007).
- [10] P. Vernotte, Thermodynamique générale, *Ministère de l'air* (1961).

## Remerciements

Les auteurs tiennent à remercier la Fondation de France / CETIM pour leur soutien financier.