

# Prédiction de l'Usure des Outils en Usinage Grande Vitesse

G. LIST<sup>a</sup>, G. SUTTER<sup>a</sup>, X. BI<sup>a,b</sup>

a. Laboratoire de Physique et Mécanique des Matériaux, IUT de Metz, Université Paul Verlaine, Ile du Saulcy, 57045 Metz, France

b. Laboratory of Advanced Manufacturing and Automation, Northeastern University, P.B.319, 110004, Shenyang, China

## Résumé :

Les modèles d'usure des outils en Usinage à Grande Vitesse (UGV) nécessitent une bonne connaissance du profil de température de la pointe de l'outil jusqu'à la fin du contact avec le copeau. Dans cette étude, la formation du copeau et le profil de température sont observés en temps réel sur un dispositif d'essai balistique grande vitesse équipé d'une caméra CCD intensifiée. Les résultats expérimentaux associés aux modèles d'usure, montrent l'importance de prendre en compte l'évolution du contact en plus des phénomènes de diffusion, afin de permettre une meilleure prédiction de l'usure.

## Abstract:

Tool wear modelling in High Speed Machining require a good knowledge of the temperature distribution at the tool-chip interface, from the tool tip until the end of the contact. In the present study, chip formation and profile of the temperature are observed in real time on a high speed ballistic set-up thanks to an intensified CCD camera. Experimental results associated with wear modelling highlight the significance of taking into account the evolution of the contact as well as the diffusion phenomena, in order to reach a better tool wear prediction

**Mots clefs :** Usure des outils, Usinage Grande Vitesse, essais balistique, modélisation

## 1 Introduction

L'Usinage à Grande Vitesse (UGV), présente de nombreux avantages comme l'amélioration des états de surfaces, la minimisation des efforts de coupe ou l'augmentation de la productivité, [1-2]. Pourtant, les conditions tribologiques sévères rencontrées en UGV peuvent considérablement réduire la durée de vie des outils et une attention particulière doit être accordée à l'étude de l'usure à l'outil. Dans le domaine de la coupe des métaux, trois mécanismes d'usure sont généralement considérés: l'abrasion, l'adhésion et la diffusion [3-7]. Le taux d'usure par unité de surface peut être décomposé en trois parties:

$$\dot{w} = \dot{w}^I + \dot{w}^{II} + \dot{w}^{III} \quad (1)$$

où  $\dot{w}^I$ ,  $\dot{w}^{II}$ ,  $\dot{w}^{III}$  sont respectivement la contribution de l'usure par abrasion, l'usure par adhésion et l'usure par diffusion. Le modèle d'Archard [8-9] est fréquemment utilisé pour décrire l'usure par abrasion:

$$\dot{w}^I = K \cdot \frac{\sigma_n \cdot V_s}{H_a} \quad (2)$$

où  $K$  est une constante qui dépend des matériaux considérés,  $V_s$  la vitesse de glissement,  $H_a$  la dureté des aspérités et  $\sigma_n$  la contrainte normale à l'interface. Pour l'usure par adhésion, l'équation (3) est largement utilisée [10-12]:

$$\dot{w}^{II} = K_1 \sigma_n V_s \exp(-K_2 / T) \quad (3)$$

où  $K_1$  et  $K_2$  sont deux constantes dépendant des matériaux et  $T$  la température à l'interface. Mais en Usinage à Grande Vitesse des aciers, c'est l'usure par diffusion qui prédomine [13-14] et seule la contribution  $\dot{w}^{III}$  peut être considérée. Les atomes diffusent de l'outil vers le copeau et un cratère d'usure se forme sur la face de

coupe des outils. Dans sa forme la plus simple, le taux d'usure est modélisé par l'équation (4) proposé par Takayama et al [5]:

$$\dot{w}''' = D \cdot \exp[-E/RT] \quad (4)$$

où  $E$  est l'énergie d'activation,  $R$  la constante des gaz parfaits et  $D$  un coefficient. La température est ainsi considérée comme le paramètre le plus important contrôlant l'usure en UGV. La mesure du champ de température à l'interface est cependant extrêmement difficile, si bien que dans les modèles d'usure proposés, les profils de température sont souvent issus de simulations numériques ou analytiques. Dans la présente étude, nous proposons d'utiliser des profils de température issus de mesures expérimentales effectuées à l'aide d'un dispositif de laboratoire d'essais balistiques couplé à une caméra grande vitesse destinée à observer le processus de coupe en temps réel. Le dispositif permet également de mesurer la longueur de contact du copeau sur l'outil avec une bonne précision. Le champ réel de température est pris en compte dans les modèles précédents d'usure et les résultats sont comparés avec l'expérience. Les résultats obtenus associés aux modèles d'usure, montrent l'importance de prendre en compte l'évolution du contact en plus des phénomènes de diffusion pour permettre une meilleure prédiction de l'usure.

## 2 Expérimentation

Afin d'étudier l'évolution de l'usure deux types d'essais sont effectués: (a) des essais d'usure sur un tour industriel pour générer des cratères à différents stades. (b) des essais balistiques sur un dispositif spécifique développé à l'Université de Metz afin de mesurer les profils de température à l'interface outil-copeau. Ce dispositif permet de reproduire des conditions de coupe orthogonale parfaites [15]. La vitesse du projectile (ou vitesse de coupe) peut atteindre 120 m/s (7200 m/min). La rigidité du système et sa grande accessibilité permet la prise d'image avec un fort grossissement du processus de coupe en temps réel. Un projectile portant un échantillon est lancé afin d'être usiné sur une longueur de 10 mm à l'aide d'un outil fixe en carbure de tungstène et à face de coupe plane. Pour tous les essais, les outils sont en carbure de tungstène non revêtu (H13A-P15, 6% de Co et de 94% WC), l'angle de coupe est  $0^\circ$ , l'angle de dépouille  $7^\circ$  et le matériau usiné est un acier à faible teneur en carbone de type C22. Sur le tour, la pièce usinée possède un diamètre de 200 mm suffisamment grand pour atteindre la vitesse de coupe désirée et négliger les effets de la courbure de la surface usinée. Les cratères d'usure sont mesurés avec une grande précision sur un profilomètre interférométrique et présentent les caractéristiques classiques montrées figure 1a.

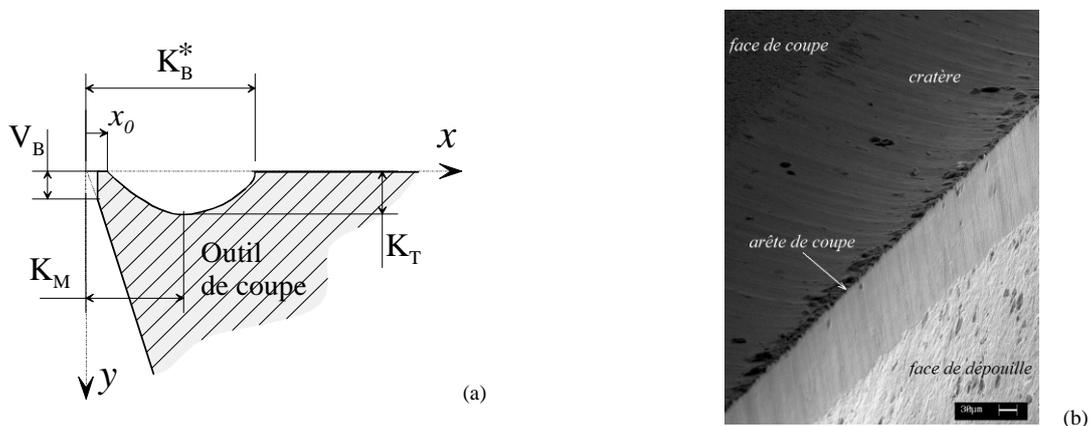


FIG. 1 - Caractérisation d'un cratère d'usure

(a) paramètres d'usure Nomenclature (b) observation au MEB d'un cratère.

$K_T$  représente la profondeur maximale du cratère,  $K_M$  est la position de cette profondeur à partir de la pointe de l'outil, et  $K_B^*$  caractérise la position de la fin du cratère. Durant tous les essais de coupe, un cratère d'usure de surface lisse et en forme parabolique est observé comme le montre la figure 1b. Près de la pointe de l'outil, l'usure est négligeable et le cratère commence seulement à partir d'une certaine distance notée  $x_0$ . L'absence d'usure dans cette zone peut être expliquée par la combinaison d'une très haute pression, d'une

faible vitesse de glissement et d'une température plus faible dans cette zone réduisant les phénomènes de diffusion. Il faut noter que l'usure en dépouille  $V_B$  est prise en compte dans la détermination de  $x_0$ ,  $K_M$  et  $K_B^*$ .

Dans cette étude, la condition de coupe suivante est étudiée en détail: vitesse de coupe  $V_c = 17$  m/s et avance (profondeur de passe)  $t_1 = 0,075$  mm. En effet, cette vitesse est commune aux deux dispositifs de coupe et la faible avance permet d'éviter la rupture prématurée de l'outil en assurant un suivi de l'évolution du cratère dans le temps. La technique pyrométrique, dans le domaine spectral visible, est utilisée pour mesurer la température domaine à l'aide de la caméra CCD à grande vitesse. Cette méthode améliore la sensibilité et réduit les erreurs dues à la variation de l'émissivité [16]. L'erreur relative sur la température reste inférieure à 5,5%. La stabilité de ce système de coupe permet d'augmenter le grossissement par le biais d'une optique de microscope. La résolution obtenue de  $1,8 \mu\text{m}$  rend possible la mesure du gradient de température même pour des copeaux présentant des faibles épaisseurs. Les détails concernant la méthode de mesure de la température peuvent être trouvées dans [16-17]. La thermographie illustrée figure 2, obtenue à partir d'un essai balistique avec un outil neuf, montre la répartition de la température dans le copeau et à l'interface. En raison de la très courte durée de l'essai (moins de 1 ms) le transfert de chaleur dans l'outil n'est pas observé. Les fluctuations des températures mesurées résultent de la complexité des phénomènes tribologiques locaux tels que la nature du contact, les phénomènes d'adhésion, le cisaillement, ou les variations de vitesse de glissement. Le point maximum de la température ( $597^\circ\text{C}$ ) apparaît près de la face de coupe, à une distance de  $0,360$  mm de la pointe de l'outil et pour une longueur de contact  $L_c$  de  $0,54$  mm. Les résultats expérimentaux montrent que le profil de température dans le copeau, près de l'interface, peut suivre une forme polynomiale. Pour implémenter la température mesurée dans les modèles d'usure, un polynôme  $T(x)$  de degré 3 est choisi pour approcher la distribution de la température:

$$T(x) = a \cdot x^3 + b \cdot x^2 + c \cdot x + d \quad (5)$$

Les constantes  $a$ ,  $b$ ,  $c$  et  $d$  sont obtenues en considérant les conditions aux limites:  $T(x_0) = T_0$ ,  $T(x_m) = T_{\max}$ ,  $T(K_B^*) = T_{KB}$ ,  $\frac{\partial T}{\partial x}(x_m) = 0$  où  $T_0$  est la température du début du cratère à la position  $x_0$ ,  $T_{\max}$  la température maximum située à la position  $x_m$  et  $T_{KB}$  la température à la fin du cratère à la position  $x = K_B^*$ .

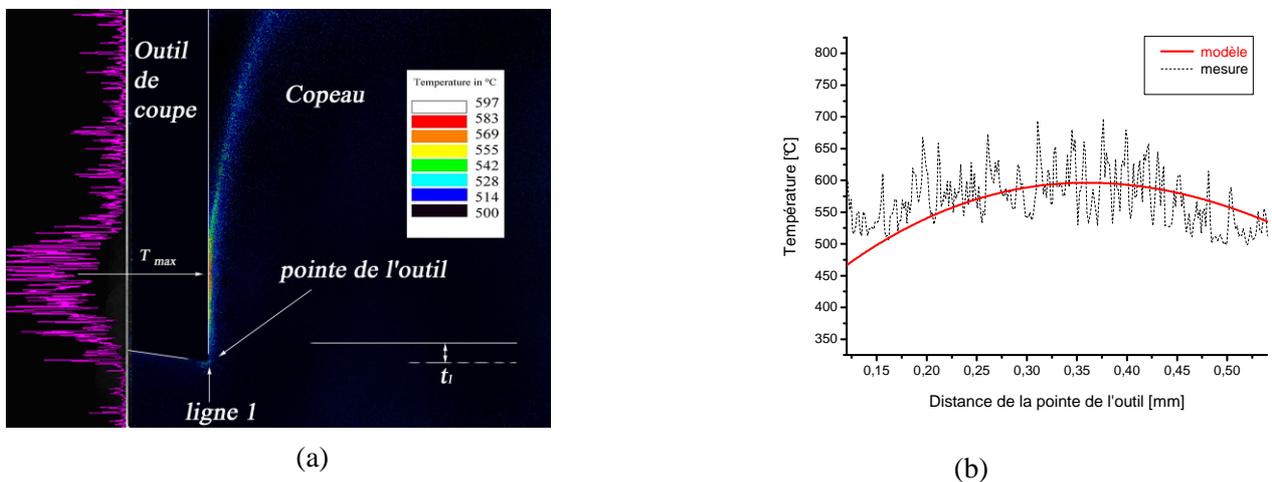


FIG. 2 - Mesure de température par caméra CCD  
(a) champ de température dans le copeau (b) profil de la température le long de l'interface.

### 3 Modélisation

Pour modéliser l'usure en cratère, nous supposons que l'usure par diffusion est dominante. Ainsi pour chaque approche, le taux d'usure dans la direction  $\vec{n}$  normale à la face de coupe est supposé suivre une loi thermiquement activée de type Arrhenius :

$$\dot{w}_n = D \cdot \exp(-C/T) \quad (6)$$

où  $D$  et  $C$  sont deux constantes dépendantes des matériaux et  $T$  la température à l'interface outil-copeau. Les constantes  $D$  et  $C$  sont déterminées à partir du volume de matière perdu entre les tous premiers stades de

l'usure. Par suite, les profils des cratères prédits par les modèles sont comparés avec l'expérience pour des temps d'usinage plus longs. Dans cette analyse, la température maximale  $T_{\max}$  est supposée ne pas varier en accord avec les observations montrées dans [18]. Le profil initial de température est celui montré figure 2, modélisé par le polynôme suivant:

$$T(x) = 891 \cdot x^3 - 3005 \cdot x^2 + 1818 \cdot x + 290 \quad (9)$$

L'évolution de l'usure avec le temps de coupe montre que les cratères évoluent non seulement dans le sens de la profondeur (variation de  $K_T$ ) mais progressent également de façon significative dans le sens de la longueur (augmentation de  $K_B^*$  et déplacement de  $K_M$ ). La longueur de contact  $L_c$  augmente également au fur et à mesure que le cratère évolue, en particulier pour les faibles avances où le copeau a tendance à s'enrouler fortement. Si nous utilisons uniquement le profil initial de la température, il sera impossible de prendre en compte l'évolution du cratère et du contact dans le sens de la longueur. Dans la suite, nous proposons donc de faire évoluer le profil de température dans les simulations, en fonction de l'usure. Deux hypothèses s'opposent alors: (1) comme la température est le paramètre principal de l'usure, la position  $x_m$  de la température maximale doit coïncider avec la position de la profondeur maximale du cratère notée  $K_M$ . (2) les positions  $x_m$  et  $K_M$  ne sont pas nécessairement égales. La deuxième hypothèse peut se justifier par le fait que la profondeur maximum du cratère coïnciderait plutôt avec des températures de transformation de phase [14].

Pour la première approche, nous supposons que  $x_m = K_M$  et nous ferons l'hypothèse supplémentaire que les valeurs de  $T_0$  et  $T_{KB}$  (températures au début et à la fin du cratère) ne varient pas au cours du temps. Les constantes du modèle d'usure sont alors  $D = 236 \mu\text{m/s}$  et  $C = 7860^\circ\text{K}$ . La figure 3a présente les résultats de la simulation pour la première approche où les cratères prédits par le modèle d'usure sont comparés avec les résultats expérimentaux. La valeur de la profondeur maximale du cratère est bien prévue mais sa position  $K_M$  ne peut évoluer du fait de l'hypothèse  $x_m = K_M$ . En outre, la valeur de  $K_B^*$  est considérablement sous-estimée. Si le critère d'usure est uniquement basé sur la valeur de  $K_T$ , cette première approche est suffisante.

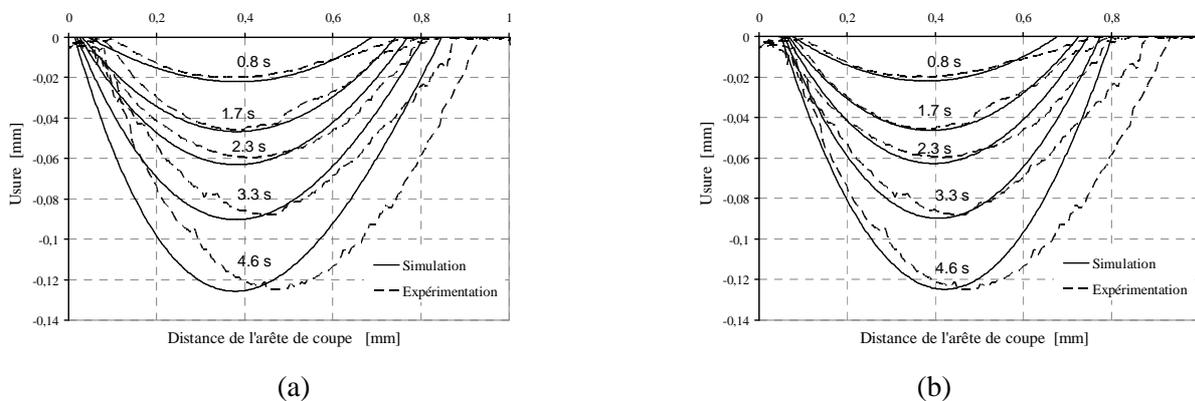


FIG. 3 - Comparaison entre la modélisation et les résultats expérimentaux.  
(a) approche 1; (b) approche 2

Cependant, si une meilleure prédiction concernant la forme des cratères est attendue, une solution pourrait consister à ajouter une contribution supplémentaire pour l'usure comme celle montrées dans les Eq. 2 et 3. Par exemple, en plus de l'usure par diffusion, une usure par adhésion pourrait exister. Néanmoins, pour obtenir une progression du cratère conforme à celle observée expérimentalement, il faudrait qu'un important gradient de la pression et de la vitesse de glissement existe autour de  $K_M$ . Comme la pression a tendance à décroître le long de l'interface, le changement le plus important doit être attribué à la vitesse de glissement. Si  $K_M$  est le lieu de transition du contact collant (vitesse de glissement due aux fortes pressions de contact) vers un contact glissant, un fort gradient sur les vitesses peut être admis. L'autre solution consiste à admettre, comme indiqué précédemment, que  $x_m$  ne coïncide pas forcément avec  $K_M$ .

D'après les résultats expérimentaux, le copeau suit l'évolution du cratère et la longueur de contact augmente. Si le profil de température évolue également, il donnera la possibilité à  $K_M$  de progresser. La question est de savoir comment la température évolue avec le temps. Dans la deuxième approche de la modélisation, nous faisons l'hypothèse que  $x_m$  varie dans le même ordre de grandeur de  $K_M$ , soit d'après les résultats

expérimentaux avec une augmentation progressive de  $0.024 \mu\text{m/s}$ . En imposant un déplacement à  $x_m$ , il est ainsi possible à  $K_M$  d'évoluer. La différence fondamentale avec la première approche, est qu'il peut maintenant exister un décalage entre  $x_m$  et  $K_M$ . Avec ces hypothèses, les constantes du modèle d'usure changent et deviennent  $D = 491 \mu\text{m/s}$  et  $C = 8498 \text{ }^\circ\text{K}$ . La figure 3b montre les résultats de la simulation pour la deuxième approche. La valeur de  $K_T$  est toujours bien prédite et l'évolution de  $K_M$  est maintenant effective et s'approche de l'expérience. Cependant, la valeur de  $K_B^*$  demeure sous-estimée. Pour améliorer la prédiction de l'usure en cratère, des hypothèses supplémentaires sur le profil de température sont nécessaires et nous pouvons supposer que la valeur de  $T_{KB}$  à la fin du cratère n'est plus constante mais augmente avec le temps. Cette hypothèse a pour conséquence de modifier le profil de température (cf. figure 4a), en permettant une augmentation significative de l'usure dans la deuxième partie du cratère. Dans la troisième et dernière approche, en plus des hypothèses de l'approche 2, nous supposons que  $T_{KB}$  augmente arbitrairement de  $10^\circ$  par seconde. Les résultats de la simulation sont montrés figure 4b. L'augmentation de la température permet donc une meilleure corrélation pour  $K_B^*$ .

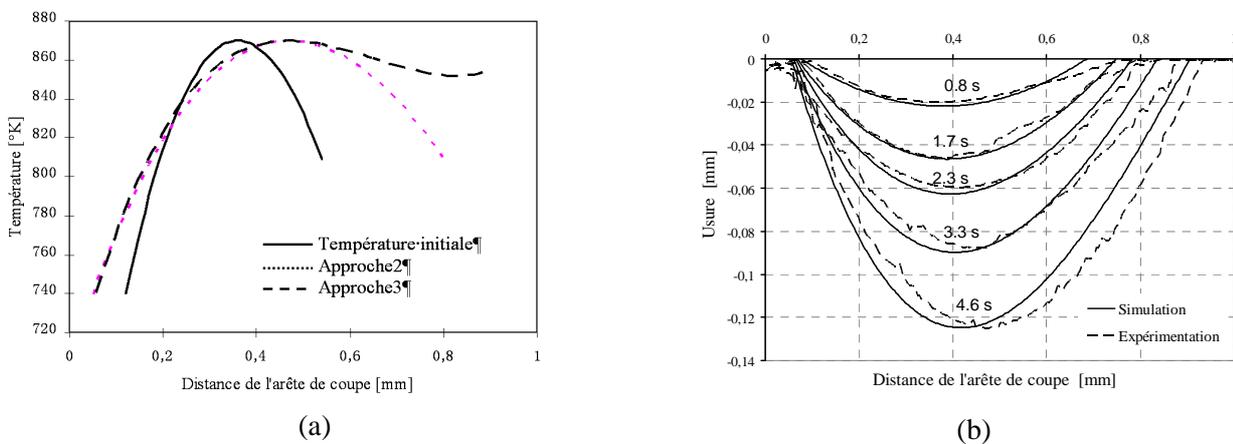


FIG 4 - (a) Distribution de la température (b) comparaison modèle et expérimentation (approche 3).

## 4 Conclusion

Dans le domaine de l'Usinage à Grande Vitesse, les outils sont soumis à des conditions extrêmes avec de grandes températures conduisant rapidement à la formation de cratères sur la face de coupe. Ces cratères s'accroissent fortement au cours de l'usinage ce qui fragilise l'outil. Le mécanisme de formation de cratère est cependant complexe et non parfaitement maîtrisé. Pour appréhender l'usure des outils à grande vitesse de coupe, un dispositif balistique équipé d'une caméra intensifiée CCD est utilisé. Ce dispositif permet la prise de clichés instantanés du copeau lors de sa formation afin de souligner l'existence d'un contact intime copeau-cratère même pour des faibles profondeurs de passe. Le contact du copeau le long du cratère semble également participer à la progression du cratère dans la direction de l'écoulement du copeau. Le dispositif expérimental permet aussi d'enregistrer le champ de température le long de l'interface, ce qui autorise de prédire l'évolution d'un cratère, en utilisant le profil réel de température dans les modèles d'usure. L'utilisation du dispositif de coupe grande vitesse couplée aux modèles analytiques permet de mieux analyser et comprendre les phénomènes d'usure. Les analyses ont conduit aux remarques suivantes:

- la durée d'usinage conditionne à la fois profondeur du cratère ( $K_T$ ) et son allongement dans la direction d'écoulement du copeau (augmentation de  $K_M$  et  $K_B^*$ )
- La loi d'Arrhenius, de forme simple, semble appropriée pour décrire les phénomènes d'usure thermiquement activés et prédire correctement la profondeur du cratère ( $K_T$ ). Cependant, la caractérisation de la température uniquement par le profil initial le long de l'interface outil-copeau limite la précision de la prédiction par les modèles.
- Les résultats indiquent clairement que la distribution de la température joue un rôle significatif dans le processus d'usure.
- Pour prédire la position du maximum du cratère  $K_M$  et sa longueur  $K_B^*$  avec précision, il est nécessaire de faire varier le profil de température en fonction du temps et de l'usure en considérant notamment la position où se situe la température maximale.

## Référence

- [1] Schulz H., State of the Art of High-Speed Machining, in: 1st French and German Conference on High Speed Machining, Metz University, France, 1-7, June 1997.
- [2] Dolinšek, Šuštaršič B., Kopac J., Wear mechanisms of cutting tools in high-speed cutting processes, *Wear*, 250, 349-356, 2001
- [3] Childs T., Maekawa K., Obikawa T., Yamane Y., *Metal Machining Theory and Applications*, John Wiley and Sons Inc., New York, 2000
- [4] Trent E.M., Wright P.K., *Metal Cutting* (4<sup>th</sup> edition), Butterworth-Heinemann, Boston, 2000.
- [5] Takeyama H., Murata R., Basic investigation of tool wear, *Trans. ASME, Journal of Engineering for Industry*, 85, 33–38, 1963.
- [6] Kannatey-Asibu E. Jr., A Transport-diffusion Equation in Metal Cutting and Its Application to Analysis of the Rate of Flank Wear, *Trans. ASME, Journal of Engineering for Industry* 107, 81–89, 1985.
- [7] Huang Y., Liang S.Y, Modeling of CBN Tool Flank Wear Progression in Finish Hard Turning, *Trans. ASME, Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 126, 98-106, 2004.
- [8] Archard J.F., Contact and Rubbing of Flat Surfaces, *Journal of Applied. Physics* 8, 981-988, 1953.
- [9] Archard J.F., Hirst W., The wear of metals under unlubricated conditions, *Proceedings of the royal society*, 236A, 397-410, 1956.
- [10] Trigger K. J., Chao B. T., The Mechanism of Crater Wear of Cemented Carbide Tools, *Trans. ASME*, 78, 1119-1126, 1956.
- [11] Usui E., Shirakashi T., Kitagawa T., Analytical prediction of three dimensional cutting process Pt. 3, *Trans. ASME, Journal of Engineering for Industry*, 100, 236–243, 1978.
- [12] Lorentzon J., Jarvstra N., Modeling tool wear in cemented-carbide machining alloy 718, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 48, 1072–1080, 2008.
- [13] Cook N. H., Tool wear and tool life, *Trans. ASME, Journal of Engineering for Industry* 95B, 931–938, 1973.
- [14] Gekonde H.O., Subramanian S.V., Tribology of tool-chip interface and tool wear mechanisms, *Surface and coating technology*, 149, 151-160, 2002.
- [15] Sutter G., Chip geometries during high speed machining for orthogonal cutting conditions, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 45, 719–726, 2005.
- [16] Ranc N., Pina V., Sutter G., Philippon S., Temperature measurement by visible pyrometry: orthogonal cutting application, *Journal of Heat transfer ASME*, 126, 931–936, 2004.
- [17] Sutter G., Ranc N., Temperature fields in a chip during high-speed orthogonal cutting - An experimental investigation, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 47, 1507–1517, 2007.
- [18] Prins O. D., The influence of wear on the temperature distribution at the rake face, *Annals of the C.I.R.P. XXIV*, 579-584, 1971.