

Modélisation par une approche probabiliste et tribologique de l'usure par abrasion des outils de coupe

F. HALILA^a, C. CZARNOTA^b et M. NOUARI^a

a. Laboratoire d'Energétique et de Mécanique Théorique et Appliquée, LEMTA CNRS-UMR 7563, Ecole des Mines de Nancy, Mines d'Albi, GIP-InSIC, France

b. Laboratoire d'Etude des Microstructures et de Mécanique des Matériaux, LEM3 CNRS-UMR 7239, Université de Lorraine, Ile du Saulcy, 57045 Metz cedex 01, France

Résumé :

L'objectif de ce travail est de mettre en place un modèle prédictif pour quantifier l'usure par abrasion souvent observée en usinage. Le mode d'usure par abrasion résulte de l'action des particules dures piégées dans les zones de contact outil-copeau et outil-pièce. Supposées de forme conique, ces particules abrasives sont aléatoirement distribuées aux niveaux des interfaces de contact. Une fonction de densité de probabilité a été adoptée pour décrire la fluctuation des tailles et des angles d'attaque des particules abrasives. Le modèle proposé, donnant le volume de matière enlevée par abrasion (à la surface de l'outil), permet de restituer l'influence de la nature du contact (collant ou glissant) et des conditions locales de contact (pression, contrainte, vitesse de glissement, frottement dynamique, etc.) sur l'usure. Une loi d'usure permettant l'estimation de la durée de vie de l'outil coupant a ensuite été adoptée pour répondre aux préoccupations industrielles.

Abstract :

The aim of this work is to propose an analytical modeling able to predict abrasive wear during machining. The abrasive wear mode result from the action of hard particles trapped at tool/chip and tool/workpiece contact areas. Assumed having a conical shape, abrasive particles are randomly distributed within interfaces in contact. A probability density function is adopted in order to describe the fluctuation in size and apex angle of abrasive particles. The proposed modeling, giving the volume of the removed material by abrasive wear (at the tool/chip interface), can capture the influence of the nature of the contact (sticking or sliding) and local boundary conditions (pressure, stress, sliding velocity, friction, etc.). A wear law allowing an estimation of the tool life is then adopted in order to address industrial concerns.

Mots clefs : usinage, usure par abrasion, approche stochastique, durée de vie, productivité

1 Introduction

Les trois principaux modes d'usure identifiés en usinage au niveau des contacts outil-copeau et outil-pièce sont l'abrasion, l'adhésion et la diffusion [1]. Sous certaines conditions, l'un ou plusieurs de ces modes peut être prédominant. La compréhension des mécanismes qui les gouvernent reste encore incomplète, due au fait que ces trois modes d'usure opèrent de manière concomitante. Il faut ajouter à cela la difficulté de quantifier expérimentalement certains paramètres clés au niveau des interfaces confinées outil-copeau et outil-pièce (nature du contact, température, pressions,...). Il apparaît que parmi les différents mécanismes d'usure, la contribution de l'abrasion à l'usure totale de l'outil est comprise entre 10% [2] et 25% [3]. Elle est définie comme étant un phénomène mécanique, causant l'enlèvement de matière sous forme de micro-copeaux.

Pour pouvoir donner une explication scientifique au mécanisme d'usure par abrasion, certains auteurs ont pu suggérer des réponses essentiellement au travers d'observations expérimentales. Marinov [3] a conduit des essais de coupe sur un acier au Manganèse avec un outil en carbure de Tungstène. L'auteur met en évidence l'existence d'inclusions non métalliques dures présentes initialement dans le matériau usiné. Selon l'auteur, ces inclusions sont de nature endogène (sulfures,...) ou exogène (oxydes, carbures...), présentant pour ce

dernier type une dureté très élevée (même à haute température) pouvant expliquer l'abrasion d'un outil généralement plus dure que le matériau usiné.

La plupart des modèles de prédiction d'usure par abrasion sont empiriques [4-5]. L'étude de la littérature dans le domaine de l'usinage montre que le processus d'usure est fortement contrôlé par les paramètres locaux (contraintes de cisaillement, frottement local,...) qui gouvernent l'interface de contact outil-copeau et la nature dudit contact (collant, collant/glissant, glissant).

Dans ce travail, on propose de modéliser l'usure par abrasion par une approche physique couplée à description statistique de la distribution en taille et en forme des particules abrasives. La nature du contact outil-copeau a également été prise en compte dans l'estimation du volume de matière enlevé à la surface de l'outil de coupe. Cette étude a été complétée par la mise en place et l'étude d'une loi d'usure permettant l'estimation de la durée de vie de l'outil et répondre ainsi aux préoccupations industrielles.

2 Modèle d'usure par abrasion, approche statistique

2.1 Description statistique de l'hétérogénéité des particules

Pendant la formation du copeau, plusieurs particules abrasives peuvent se trouver à l'interface de contact outil-copeau. Ces particules abrasives qu'on suppose de forme conique caractérisée par la taille R et l'angle d'attaque ϕ (Figure 1), sont aléatoirement distribuées dans le contact outil-copeau. On définit en chaque position x de ce contact un Volume Élémentaire Représentatif (VER) illustré en Figure 1.

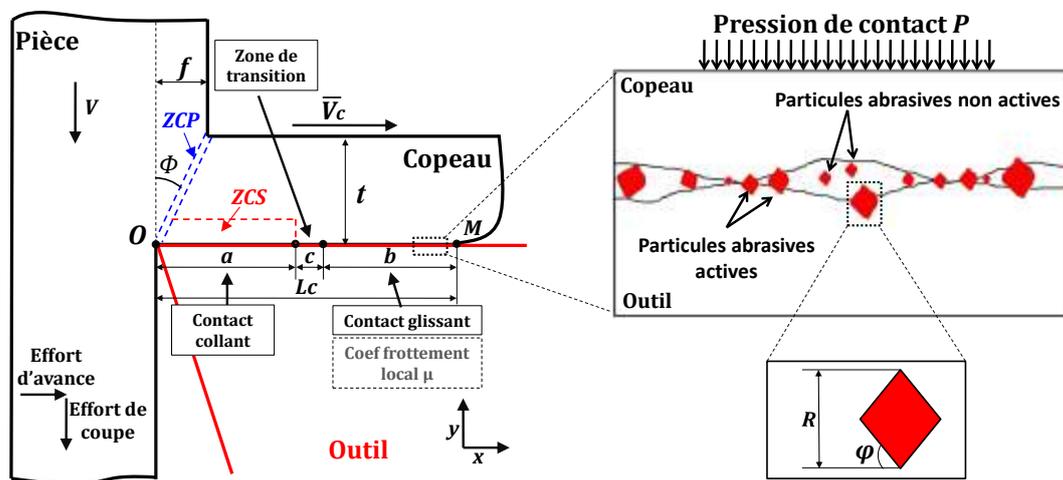


FIG. 1 – Configuration de coupe orthogonale et représentation du VER. P est la pression de contact, V la vitesse de coupe, f l'avance, \bar{V}_c et t la vitesse et l'épaisseur du copeau. ZCP désigne la Zone de Cisaillement Primaire, ZCS la Zone de Cisaillement Secondaire et ϕ l'angle de cisaillement. La longueur de contact totale L_c est composée d'une partie collante de longueur a , d'une zone de transition de largeur c et d'une partie glissante de longueur b .

Chaque VER est supposé contenir un nombre, par unité de surface, de particules abrasives fixe noté N . En fonction des conditions de coupe et des paramètres matériaux, seul un nombre N_{act} de ces particules participe réellement au processus d'abrasion. Afin de prendre en compte la fluctuation des paramètres géométriques des particules (taille et angle d'attaque), une loi de probabilité de type Weibull a été adoptée. La fonction densité de probabilité de Weibull s'écrit, pour la description de l'hétérogénéité en taille R :

$$W^R(R) = \frac{\beta_R}{\eta_R} \left(\frac{R - R_{low}}{\eta_R} \right)^{\beta_R - 1} \exp \left[- \left(\frac{R - R_{low}}{\eta_R} \right)^{\beta_R} \right], \text{ si } R \geq R_{low} \quad (1)$$

où $\beta_R \geq 1$ désigne le paramètre de forme et $\eta_R > 0$ le paramètre d'échelle de la distribution. R_{low} est le paramètre de position de la distribution. Notons que $W^R(R) \geq 0$ si $R \geq R_{low}$ et $W^R(R) = 0$ si $R < R_{low}$. De plus, la taille des particules est supposée inférieure à une borne supérieure R_{sup} choisie de sorte que la probabilité de trouver une particule de taille supérieure à R_{sup} soit négligeable. Une approche similaire (non présentée ici) a été adoptée pour la description de la variation de l'angle d'attaque des particules.

Dans notre approche, le nombre de particules actives dépend de la pression locale au voisinage du point x :

$$N_{act}(x) = N \int_{R_{min}(x)}^{R_{sup}} W^R(R) dR \quad (2)$$

où $R_{min}(x)$ est la taille de la plus petite particule active à la position x . Sa valeur est obtenue en supposant que pour une pression donnée, les particules les plus larges sont en prise à la fois dans le copeau et dans l'outil et que l'espace alors laissé libre ne permettent que l'abrasion de particules de taille au moins égale à :

$$R_{min}(x) = R_{sup} \left[1 - \frac{\sqrt{P(x)}}{2} \left(\sqrt{\frac{2}{H_t}} + \frac{1}{\sqrt{H_c}} \right) \right] \quad (3)$$

où $P(x)$ représente la pression locale et H_t et H_c désignent, respectivement, la dureté de l'outil et celle du copeau. L'intervalle $[R_{min}, R_{sup}]$ est alors discrétisé en un nombre impair I d'intervalles de longueur $L_{int} = (R_{sup} - R_{min})/I$. Les particules de taille appartenant à l'intervalle $[R_{1i}, R_{2i}] = [R_{min} + (i-1)L_{int}, R_{min} + i.L_{int}]$ sont regroupées dans la famille Fi^R et sont supposées identifiées par une taille moyenne $R_i = R_{min} + (i-1/2)L_{int}$ et une fréquence d'apparition Pr_i^R donnée par :

$$Pr_i^R = Pr^R(R_{1i}, R_{2i}) = \int_{R_{1i}}^{R_{2i}} W^R(R_i) dR_i = \exp \left[- \left(\frac{R_{1i} - R_{low}}{\eta_R} \right)^{\beta_R} \right] - \exp \left[- \left(\frac{R_{2i} - R_{low}}{\eta_R} \right)^{\beta_R} \right] \quad (4)$$

Précisons que compte tenu du schéma de discrétisation adopté, les familles Fi^R ne sont constituées que de particules actives. De ce fait, les particules inactives (pour lesquelles $R < R_{min}(x)$) ne sont naturellement pas prises en compte dans l'évaluation de l'usure par abrasion.

2.2 Taux de volume de matière enlevée

Le volume global de matière enlevée par unité de temps au niveau de la face de coupe sur une longueur de contact L_c est donnée par :

$$\overline{v_{RR}} = w \int_0^{L_c} v_{RR}(x) dx \quad (5)$$

où w est la largeur de coupe et $v_{RR}(x)$ est la valeur locale (au point x) du taux de volume de matière enlevée (par unité de temps et de surface) :

$$v_{RR}(x) = \sum_{i,j=1}^I N Pr_i^R(R_{1i}, R_{2i}) Pr_j^R(\varphi_{1j}, \varphi_{2j}) \frac{P(x) R_i^2}{2H_t} \frac{V_c(x)}{\tan(\varphi_j)} \quad (6)$$

$V_c(x)$ désignant la vitesse du copeau au point x de l'interface. Dans un travail précédent, Halila et al. [6] ont supposé que la pression de contact et la vitesse de glissement du copeau étaient constantes le long du contact et ne dépendaient pas de la nature de celui-ci. Cependant, La prise en compte de la variation de la pression de contact, de la vitesse de glissement du copeau le long de la face de coupe et de la nature du contact outil-copeau est indispensable pour une description plus physique des phénomènes d'usure à l'interface. La prise en compte de la nature du contact a été précédemment faite par Bahi et al. [7] où un profil de vitesse linéaire a été considéré pour décrire la zone de transition. Dans notre travail, nous adoptons une loi d'évolution donnée par :

$$V_c(x) = \overline{V}_c \left\{ \frac{1}{2} + \frac{\arctan[\alpha(x-a)]}{\pi} \right\} \quad (7)$$

où $\alpha = \pi/\overline{V}_c \cdot dV_c(x)/dx|_{x=a}$ est un paramètre décrivant le gradient de vitesse dans la zone de transition. \overline{V}_c est la vitesse le long de la zone glissante et correspond à la vitesse moyenne d'éjection du copeau **donnée par le modèle de Merchant** [8] $\overline{V}_c = \sin\phi/\cos(\phi - \alpha)$ (voir Figure 1). La Figure 2 illustre l'évolution de la vitesse le long de la face de coupe pour $\alpha = 500\text{mm}^{-1}$ (valeur adoptée par la suite), $a = 0.156\text{mm}$ et $\overline{V}_c = 81.17\text{m/min}$ (correspondant à $V = 240\text{m/min}$ dans le tableau 1 pour $\mu = 0.6$). Ceci conduit à considérer ici une zone de transition c de faible largeur.

Concernant la pression exercée par le copeau sur l'outil à l'interface, plusieurs travaux expérimentaux ont révélé que $P(x)$ décroît le long de la face de coupe. La loi d'évolution adoptée peut s'écrire [7-9] :

$$P(x) = P_0 \left(1 - \frac{x}{L_c}\right)^\xi \quad (8)$$

où P_0 est la pression à la pointe de l'outil et ξ un paramètre.

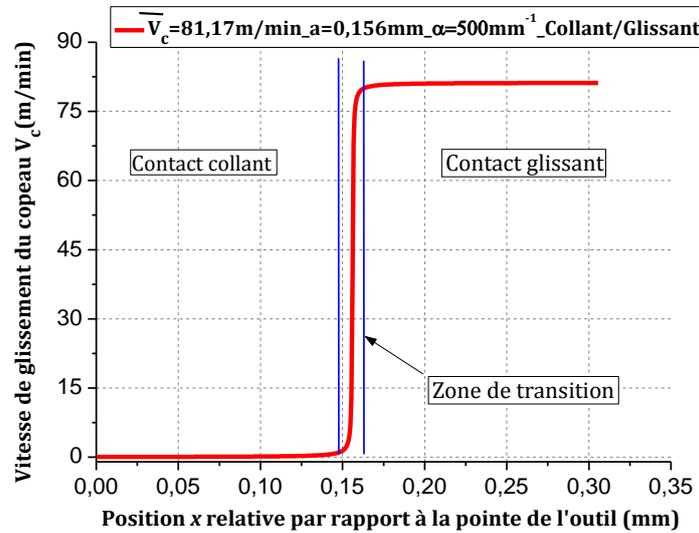


FIG. 2 – Evolution de la vitesse locale $V_c(x)$ en fonction de la position relative x .

3 Résultats du modèle d'abrasion

On propose dans cette section de calculer les volumes de matière enlevée local (obtenu par combinaison des Equations 6 à 8) et global (Equation 5) en fonction des conditions de coupe et de la nature du contact outil-copeau qu'elles engendrent (collant, glissant, collant/glissant). Pour cela, nous avons utilisé les résultats de Molinari et al [9] qui ont identifié la relation entre conditions de coupe et nature du contact. Le tableau 1 résume une partie de leurs résultats pour le couple outil/matière 42CD4/WC-Co où l'avance $f=0,1\text{mm}$, l'angle de coupe $\gamma=0^\circ$ et $\xi=0,23$ sont fixés. Il est à noter que pour ces conditions d'usinage, le contact est soit purement glissant (cas $\mu=0,2$) ou collant/glissant (cas $\mu=0,6$). Précisons également que la pression à la pointe de l'outil (P_0 dans l'Equation 8) est obtenue dans notre approche de façon analytique à partir de l'équilibre du copeau [7-10].

	Coefficient de frottement local μ	Vitesse de coupe V (m/min)	Longueur de contact L_c (mm)	Ratio de la zone du contact collant a/L_c	Pression à la pointe de l'outil P_0 (MPa)	Angle de cisaillement ϕ
Contact 100 % Glissant	0.2	120	0.188	0	1419.34	23.1
	0.2	240	0.174	0	1409.25	24.7
	0.2	360	0.163	0	1396.92	26.5
	0.2	480	0.164	0	1421.85	26.1
	0.2	600	0.175	0	1441.07	24.8
	0.2	720	0.170	0	1433.27	25.3
	0.2	900	0.170	0	1427.40	25.7
Contact Collant/Glissant	0.6	120	0.414	0.060	1014.69	16.1
	0.6	240	0.306	0.510	1043.70	18.7
	0.6	360	0.273	0.613	1065.82	20.4
	0.6	480	0.249	0.630	1087.03	21.6
	0.6	600	0.235	0.647	1106.54	22.6
	0.6	720	0.223	0.668	1117.91	23.5
	0.6	900	0.212	0.670	1143.58	24.9

TAB. 1- Résultats obtenus dans les travaux de Molinari et al. [9]. La pression P_0 a été déduite dans notre travail en considérant l'équilibre du copeau (voir aussi [7-10]).

La Figure 3 présente la variation du taux de volume local enlevé local $v_{RR}(x)$ pour $\mu=0,2$ (a) et $\mu=0,6$ (b). Lorsque le contact est de nature collant/glissant (pour un coefficient de frottement local $\mu=0,6$), la zone collante est définie par $V_c(x < a) = 0$ n'induisant alors aucune usure par abrasion dans cette zone où $v_{RR}(x \leq a) = 0$.

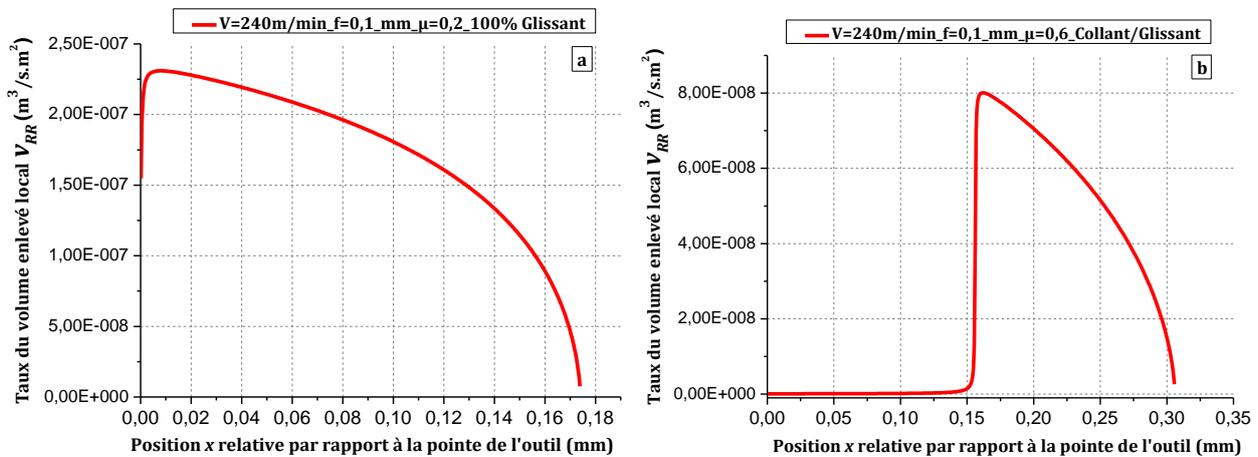


FIG. 3 Evolution de $v_{RR}(x)$ pour (a) $\mu = 0.2$ (contact purement glissant) et (b) pour $\mu = 0.6$ (contact collant/glissant) le long de la face de coupe. La vitesse de coupe est $V=240\text{m/min}$.

La Figure 4 présente le taux de volume global enlevé $\overline{v_{RR}}$ en fonction de la vitesse de coupe V . Nous pouvons remarquer que dans le cas d'un contact purement glissant ($\mu=0.2$), le taux de volume enlevé global est beaucoup plus sensible à la vitesse que dans le cas d'un contact collant/glissant (pente de la figure 4(a) est 7 fois plus élevée que la pente de la figure 4(b)).

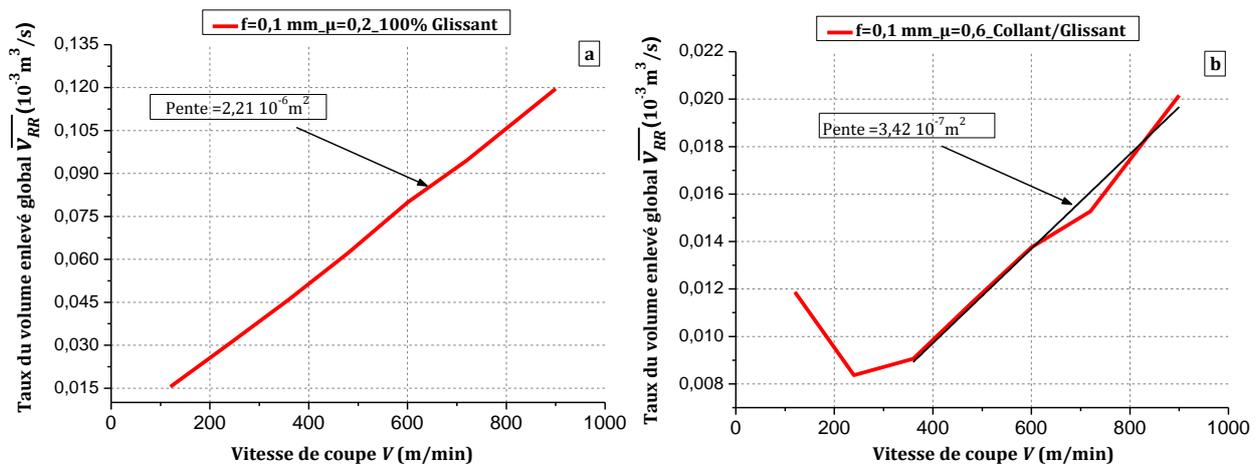


FIG. 4 – Variation de $\overline{v_{RR}}$ en fonction de la vitesse de coupe V lorsque (a) $\mu = 0.2$ (contact purement glissant) et (b) pour $\mu = 0.6$ (contact collant/glissant)

4 Loi d'usure et durée de vie

La Figure 5 présente l'évolution (en échelle log-log) de la durée de vie de l'outil en fonction de la vitesse de coupe. Dans notre travail, la durée de vie de l'outil T est déterminée par la relation:

$$v_{kt} = \overline{v_{RR}} \cdot T \quad (9)$$

où $\overline{v_{RR}}$ est le taux de volume enlevé global donné par l'Equation (4) et $v_{kt} = b \cdot w \cdot Kt_{lim}$ (w étant la largeur de coupe, b la largeur de contact collant) est une approximation du volume du cratère sur la face de coupe causé par l'usure par abrasion. La valeur de Kt_{lim} adoptée correspond à la norme ISO-8688-1 où $Kt_{lim}=0,06+0,3f$. La durée de vie donnée par le modèle montre une tendance semblable à la durée de vie donnée par la célèbre relation de Taylor [11]. On remarque en effet, telle qu'illustrée par la Figure 5, une dépendance en loi puissance de la durée de vie T vis à vis de la vitesse de coupe V . On constate que la nature du contact a une

influence marquée sur la durée de vie de l'outil et que la sensibilité à la vitesse de coupe n'est que peu dépendante de la nature du contact pour les conditions de coupe considérées ici.

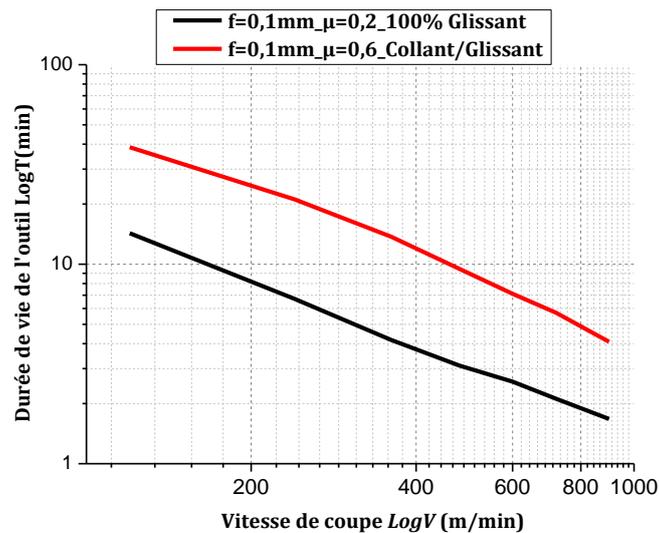


FIG. 5 – Evolution (en échelle log-log) de la durée de vie de l'outil en fonction de la vitesse de coupe dans le cas d'un contact purement glissant ($\mu=0,2$) et le cas d'un contact collant/glissant ($\mu=0,6$).

5 Conclusion

Un modèle analytique permettant de décrire l'usure par abrasion et de prédire la durée de vie des outils a été développé sur la base d'une approche statistique rendant compte de l'hétérogénéité des particules pouvant être à l'origine de la dégradation de l'outil. La prise en compte de la nature du contact collant-glissant et de l'effet du coefficient de frottement via des résultats de la littérature couplés au modèle proposé ont permis de mettre en évidence l'influence de la vitesse de coupe sur le volume d'usure enlevé par abrasion. Une loi d'usure de type Taylor a permis de décrire l'effet de la vitesse de coupe sur la durée de vie de l'outil pour les conditions d'usinage considérées.

References

- [1] Trent E.M., Wright P.K, Cutting (Fourth Edition). Butterworth-Heinemann, 2000
- [2] Ho C.F., Chen N.N.S., Prediction of wear of carbide cutting tools, tools, Int. J. Prod. Res., 15, 277-290, 1977
- [3] Marinov V., Experimental study on the abrasive wear in metal cutting, Wear, 197, 242-247, 1996
- [4] Usui E., Hirota A., Masuko M., Analytical prediction of three-dimensional cutting process. Part 3. Cutting temperature and crater wear of carbide tool, Trans., ASME, 100, 222–228, 1978
- [5] Takeyama H., Murata T., Basic investigations on tool wear, Trans. ASME J. Eng. Ind., 85, 33–38, 1963
- [6] Halila F., Czarnota C., Nouari M., Statistical approach for modeling abrasive tool wear and experimental validation when turning the difficult to cut Titanium Alloys Ti6Al4V, Wear, In Press, Corrected Proof, 2013
- [7] Bahi S., Nouari M., Moufki A., El Mansori M., Molinari A., A new friction law for sticking and sliding contacts in machining, Tribol. Int., 44, 764-771, 2011
- [8] Merchant M.E, Mechanics of the metal cutting process I: Orthogonal cutting and a type 2 chip, J. Appl. Phys. ASME, 16, 267-275, 1945.
- [9] Molinari A., Cheriguene R., Miguelez H., Numerical and analytical modeling of orthogonal cutting: The link between local variables and global contact characteristics, Int. J. Mech. Sci, 53, 183-206, 2011
- [10] Moufki A., Molinari A., Dudzinski D., Modelling of orthogonal cutting with a temperature dependent friction law. J. Mech Phys Solids, 46(10), 2103–38, 1998
- [11] Yen Y.C., Söhner J., Lilly B., Altan T., Estimation of tool wear in orthogonal cutting using the finite element analysis, J. Mater. Proc. Technol, 146(1), 82–91, 2004.