Usinage de l'acier 100Cr6 trempé par un outil en nitrure de bore cubique

MOHAMED ATHMANE YALLESE^{1,a}, LAKHDAR BOULANOUAR² ET KAMEL CHAOUI²

¹ Laboratoire Mécanique et Structures (LMS), Université du 8 mai 1945, BP 401, Guelma 24000, Algérie

² Laboratoire de Recherche Mécanique des Matériaux et Maintenance Industrielle (LR3MI), Université Badji Mokhtar, Annaba, BP 12, Annaba 23000, Algérie

Reçu le 29 mars 2002, accepté le 5 mars 2004

Résumé – Cette étude est concernée par le tournage dur de l'acier de roulement 100Cr6 en utilisant un outil en nitrure de bore cubique (CBN7020). Des essais de laboratoire ont été planifiés pour investiguer l'effet de la vitesse de coupe sur les différentes formes de l'usure de l'outil. Ensuite, une autre série d'expériences a été dédiée à l'étude de la rugosité obtenue en fonction des paramètres de coupe. La relation entre la rugosité de la surface usinée et l'usure en dépouille correspondante de l'outil a été mise sous la forme d'équations puissance pour décrire l'évolution de la rugosité à différentes vitesses de coupe allant jusqu'à 350 m.min⁻¹. La comparaison des rugosités (R_a et R_t) en fonction de l'avance en tant que paramètre d'influence prépondérante a montré que le modèle à une variable (f) décrit d'une manière excellente les résultats expérimentaux alors que le modèle général à trois variables (V_c , f , a_p) reste satisfaisant et très bien apprécié par le coefficient de détermination. Pour la rugosité moyenne, le modèle théorique surestime les valeurs de R_a avec une divergence notable à 0,2 mm.tr⁻¹ alors que la rugosité totale est sous-estimée aux faibles valeurs de l'avance, ce qui donne lieu à des prédictions théoriques en deçà des attentes et conforte expérimentalement les modèles sous forme puissance proposés. Bien que la quantité de chaleur dégagée soit importante au vu des températures mesurées sur le copeau, la surface usinée n'a pas été thermiquement affectée.

Mots clés : Tournage dur / usure / rugosité / durée de vie / CBN / 100Cr6

Abstract – **Machining of hardened 100Cr6 steel using a cubic boron nitride tool.** This study is concerned with hard turning of bearing 100Cr6 steel using a cubic boron nitride tool (CBN 7020). Machine shop tests were carried out in order to investigate cutting speed effect on the different tool wear aspects. In addition, a series of experiments was devoted to study machined surface roughness as a function of cutting regime parameters. The mathematical relationship between obtained surface roughness and corresponding tool flank wear was derived as a power law to describe roughness evolution at various cutting speeds up to 350 m.min⁻¹. Measured roughness criteria (R_a and R_t) as a function of feed rate (f) were best-described with a one variable power equation; however, the general model based on three variables (V_c , f , a_p) handed up satisfactorily comparisons in terms of determination coefficients. For average roughness criterion, the theoretical model overestimated R_a values with noticeable divergence at 0.2 mm.rev⁻¹ whereas total roughness is underestimated at lower feed rates, which gives erroneous predictions and support the use of proposed power-law models. Although the released amount of heat was important, as implied from chip temperatures, the machined surface was not thermally affected.

Key words: Hard turning / wear / roughness / tool life / CBN / 100Cr6

1 Introduction

Les progrès techniques actuels ont développé l'emploi de matériaux très durs et à usinabilité très difficile dans

plusieurs domaines comme la fabrication d'équipements et de pièces de rechange pour les secteurs automobile, ferroviaire, aéronautique, armement, nucléaire et d'une façon générale, pour l'ensemble des industries mécaniques de transformation [1–5]. Bien que la tenue des outils de coupe conventionnels soit limitée à des conditions

^a Auteur correspondant : yaltese@yahoo.fr

particulières, les outils en aciers rapides, carbures et cermets restent largement utilisés en tournage pour la plupart des matériaux usinés [6–9]. Cependant, à mesure que la vitesse d'usinage devient importante ou que la dureté augmente comme dans le cas des aciers et des fontes trempés ainsi que des alliages réfractaires à base de nickel et des matériaux composites à matrices métalliques, il est alors nécessaire de faire appel à des outils de coupe qui répondent à ces exigences. Pour l'usinage des pièces ayant une grande résistance à l'abrasion ainsi qu'une dureté élevée, il y a les matériaux à outils super durs comme les nitrures de bore cubique à structure polycristalline (Pc-BN) et les diamants polycristallins (PCD) qui offrent des ténacités atteignant celles des meilleurs carbures frittés [2]. Ces derniers ont eu des performances relativement élevées en tournage pour la substitution des opérations de rectification [1–4, 10]. Dans l'usinage des alliages légers de titane, il a été montré que les outils en PCBN ont donné lieu à des usures en dépouille largement réduites et un état de surface très apprécié par rapport aux outils en carbures revêtus ou non-revêtus. La défaillance de ces outils est le résultat de déformations plastiques sous contraintes compressives importantes combinées à un dégagement de chaleur intense au voisinage de l'arête de coupe [11–13]. Le faible taux d'usure des PCBN est essentiellement attribué à une réactivité chimique réduite au contact des alliages en titane [12, 14]. À grande vitesse de coupe, la température de l'interface au dessus de laquelle une couche adhérente peut se former sur la surface d'attaque de l'outil est aux environs de 900 °C. Aujourd'hui, il est établi que la résistance à l'usure des CBN est améliorée en grande partie à cause de la solubilité très réduite du bore. À chaque fois que les mécanismes de dissolution-diffusion prédominent, la performance des outils CBN devient plus intéressante que celle des carbures revêtus. Pour le tournage de l'acier AISI 4340, l'usure des outils en CBN a lieu par le mécanisme de l'abrasion du matériau liant sous la forme de mouvements des particules de carbures. En général, l'augmentation de la durée de vie est due à la formation d'une couche protectrice à l'interface. Plusieurs études illustrent la supériorité des outils CBN pour l'usinage des matériaux durs comme les aciers trempés, les alliages de titane et les composites à matrices métalliques [15–18].

L'objectif de cet article est l'étude de l'usinage en tournage dur de l'acier 100Cr6 par un outil en nitrure de bore cubique. Dans une première partie, l'évolution de l'usure de l'outil est étudiée par microscopie optique pour établir les différentes formes d'usure normalisées. Ensuite, la rugosité de la pièce usinée est établie en fonction des paramètres de coupe. Les résultats sont exploités pour mettre en évidence la relation qui régit en tournage dur l'usure en dépouille et les critères de rugosité usuels.

2 Procédure expérimentale

La norme internationale ISO 3685 [19] a été utilisée pour l'exécution des expériences planifiées conformément

aux essais d'usure de longue durée dans le but d'évaluer la durée de vie des outils en CBN7020 à différentes vitesses de coupe. Alternativement, des essais de rugosité ont été conduits suivant les méthodes unifactorielle et multifactorielle de planification des expériences [20, 21]. Les opérations de chariotage, relatives aux essais d'usure ont été effectuées sur des éprouvettes rondes en acier traité de nuance 100Cr6, de 80 mm de diamètre et de 400 mm de longueur alors que pour les essais de rugosité la longueur des éprouvettes a été réduite de moitié. À cause de sa résistance élevée à l'usure, l'acier 100Cr6 connu aussi sous la dénomination AISI 52100 est préconisé surtout pour la fabrication de billes, de rouleaux, de bagues et de cages de roulements [22]. Il est également employé dans la mise en forme à froid comme matrices de formage, cylindres de laminage et revêtements d'usure [10, 23]. Sa composition chimique est donnée dans le tableau 1. À l'acquisition, la dureté de l'acier avant traitement thermique était de 285 HB. En observant les recommandations du fournisseur, une trempe à 850 °C suivie d'un revenu à 220 °C ont conduit à une dureté recherchée de 60HRC. Un tour de marque TOS TRENCIN, modèle SN40, d'une puissance de 6,6 kW sur broche a été utilisé pour les opérations d'usinage. Les plaquettes de coupe utilisées sont amovibles et de forme carrée avec inserts CBN en coin ayant un rayon d'arrondi de 0,8 mm et un chanfrein de 20° sur une largeur de 0,1 mm. Les propriétés physiques ainsi que les caractéristiques de ces plaquettes sont indiquées dans les tableaux 2 et 3. Le porte outil est de désignation PSBNR2525K12 avec une géométrie de la partie active matérialisée par les angles suivants : $\chi_r = 75^\circ$; $\alpha = 6^\circ$; $\gamma = -6^\circ$; $\lambda = -6^\circ$.

Le suivi de l'usure a été effectué à l'aide d'un microscope optique du type HUND (W-AD) avec une table micrométrique à mouvements croisés et affichage digital de précision de 0,001 mm, équipé d'une camera couleur CCD. Un rugosimètre SurfTest 301 de marque Mitutoyo, équipé d'une imprimante de profil de rugosité a servi pour la mesure instantanée des critères de rugosités R_a , R_t et R_z pour chaque condition de coupe. Ce dernier est constitué d'une pointe de diamant (palpeur), avec un rayon de pointe de 5 μm se déplaçant linéairement sur la surface mesurée. Chaque palier de palpement est de 0,8 mm ce qui donne une longueur totale de mesure de 4 mm. La plage de mesure des critères de rugosité est de (0,05 à 40 μm) pour R_a et de (0,3 à 160 μm) pour R_t et R_z . Dans un souci d'élimination des erreurs de reprise et pour plus de précision, toutes les mesures de rugosité sont obtenues directement sur la même machine et sans démontage de la pièce. Un pyromètre à IR, modèle Rayner 3I, a servi pour l'acquisition à distance des mesures des températures du copeau enlevé, de la pièce et de l'outil. L'étendue de mesure de la température de cet équipement est de -30°C jusqu'à 1200°C et couvre les émissivités de 0,10 à 1,00. Les essais d'usure ont été réalisés sans lubrification avec une avance (f) de 0,08 mm.tr $^{-1}$, une profondeur de passe (a_p) de 0,5 mm et une vitesse de coupe (V_c) dans la plage 90 à 350 m.min $^{-1}$. Pour les essais de rugosité, les intervalles suivants ont été

Tableau 1. Propriétés physiques du CBN7020.

Matériau	Dureté HV, daN/mm ²	Ténacité, MPa.m ^{1/2}	Module de Young, GPa	Densité, g/cm ³	Taille de grain, μm
CBN7020	2800	4,2	570	4,3	2,5

Tableau 2. Caractéristiques du CBN7020.

Matériau de coupe	Composition chimique	Désignation ISO
Nitride de Bore Cubique CBN7020	57 % CBN + 35 % TiCN + 8 % autres	SNGA12 04 08S01020

Tableau 3. Composition chimique de l'acier 100Cr6.

% C	% Mn	% Si	% P	% S	% Cr	% Ni
1,05	0,38	0,21	0,03	0,028	1,41	0,21

choisis : $0,08 < f < 0,2$ mm.tr⁻¹ ; $0,2 < a_p < 1$ mm et $60 < V_c < 180$ m.min⁻¹. La tenue du CBN7020 a été déterminée sur la base d'une usure admissible $[VB] = 0,30$ mm, $[KT] = 0,15$ mm. Des valeurs d'usure et de rugosité ont été obtenues au-delà de cette limite dans le but d'observer le comportement global des outils dans des conditions extrêmes.

3 Résultats

3.1 Observations de l'usure des outils CBN

La figure 1 montre la morphologie de l'usure VB et KT en fonction du temps pour une vitesse de coupe de 90 m.min⁻¹. Initialement, l'usure en dépouille se développe suivant une bande régulière qui s'élargit avec le temps pour acquérir en fin d'essai une forme irrégulière. L'usure suivant la surface d'attaque s'annonce sous forme d'un petit cratère qui prend de l'ampleur jusqu'à ce qu'il atteigne l'usure précédente de dépouille. À ce moment, au voisinage de l'arête tranchante apparaît une usure importante sous forme de cuvette (Fig. 1d). Cette dernière fragilise le bec de l'outil et conduit ultérieurement à son effondrement. La figure 2 illustre la dégradation de la surface d'attaque de l'outil après 80 min de travail à 120 m.min⁻¹. Au début de l'usinage, il est observé que le chanfrein de la plaquette subit une usure annonçant une condition plutôt sévère au vu de la chaleur dégagée. Cette situation a évolué pour obtenir la dégradation indiquée dans la figure 2b. En effet, la fin de l'usinage a été marquée par un écaillage sur la surface d'attaque, qui s'est élargi dans la direction de la diagonale de la plaquette. Du côté du bec de l'outil celui-ci a mis fin au chanfrein de renforcement de l'arête tranchante, alors que sur le côté opposé il a atteint la limite de l'insert CBN. Il est intéressant à ce stade d'effectuer des observations microscopiques pour des vitesses plus importantes. À la vitesse de 280 m.min⁻¹ (Fig. 3), la dégradation de la plaquette CBN suivant ses deux surfaces de dépouille et d'attaque devient intense.

La détérioration du bec de l'outil est nettement visible après seulement 7 min de travail (Fig. 3b).

Le travail ultérieur a conduit à un écaillage suivant la surface d'attaque et en dépouille qui a donné lieu à la formation d'une poche assez profonde au niveau du bec de l'outil (Fig. 3d). L'effet de la vitesse sur la morphologie de l'usure du CBN est encore plus prononcé à 350 m.min⁻¹. La destruction de l'arête tranchante suite à la jonction des deux types d'usure VB et KT est apparue dès la première minute (Fig. 4). Avec le temps, l'usure sommaire s'est développée très rapidement pour aboutir en fin d'usinage à un effondrement total du bec de l'outil, accompagné d'une série d'écaillages sur les différentes faces de l'outil. Il en découle qu'en travaillant à grandes vitesses de coupe, notamment au-delà de 280 m.min⁻¹, l'usure est très rapide et se traduit par des tenues très réduites ce qui influence l'état de surface et la précision dimensionnelle de la pièce usinée de manière négative. Dans ces conditions l'usure de l'outil se développe suivant plusieurs mécanismes. À titre indicatif, les deux principaux mécanismes généralement rencontrés sont l'abrasion et la diffusion. Le premier est dû aux frottements aux interfaces accompagnés de fortes pressions spécifiques qui sont le résultat des rapports entre dureté des phases du matériau usiné et celle des composants de l'outil. Aux grandes vitesses de coupe, les températures aux interfaces s'élèvent rapidement donnant lieu à un adoucissement du matériau de l'outil. Ceci enclenche le second mécanisme représenté par la diffusion qui favorise le processus des réactions chimiques. La combinaison de ces deux mécanismes, conduit à l'accélération du processus d'écaillage des surfaces de la partie active de l'outil et de la dégradation de l'arête de coupe.

3.2 Évolution de l'usure

Les figures 5 et 6 illustrent l'évolution de l'usure en dépouille et en cratère en fonction du temps pour différentes vitesses de coupe. Il ressort qu'avec l'augmentation de la vitesse, l'usure s'accroît de manière notable à partir de 180 m.min⁻¹. La vitesse d'accroissement de l'usure en cratère est relativement faible par rapport à celle de l'usure en dépouille, ce qui permet de la considérer comme le critère principal de la durée de vie de l'outil. L'allure générale de l'usure en entaille VN est semblable

Fig. 1. Micrographies de l'usure VB et KT à $V_c = 90 \text{ m.min}^{-1}$, $f = 0,08 \text{ mm.tr}^{-1}$ et $a_p = 0,5 \text{ mm}$. Temps d'usinage : a) 8 min, b) 40 min, c) 56 min et d) 80 min.

Fig. 2. Aspect final de l'usure en cratère KT : a) début d'usinage, b) après 80 min d'usinage à $V_c = 120 \text{ m.min}^{-1}$, $f = 0,08 \text{ mm.tr}^{-1}$, $a_p = 0,5 \text{ mm}$.

à celles des usures précédentes (Fig. 7). Cependant, son évolution se trouve légèrement diminuée par rapport à l'usure VB aux faibles vitesses. Aux grandes vitesses, l'écart de l'usure VN est très petit donnant lieu à un ensemble de courbes rapprochées et de même allure (180 à 350 m.min^{-1}). La morphologie de la bande d'usure en dépouille diffère de celle observée sur les plaquettes en carbures métalliques et en céramiques [12]. Ceci s'explique par le fait que dans l'usinage de finition, la profondeur de passe est faible. Autrement dit, les différents points de l'arête tranchante en contact avec la pièce usinée travaillent plus au moins dans les mêmes conditions (en terme de dureté et de vitesse de coupe).

3.3 Tenue de l'outil

En général, la tenue d'un outil de coupe est influencée par une série de facteurs notamment la vitesse de coupe. À vitesses importantes, les frottements outil-pièce sont fonction de la surface de contact qui augmente avec l'usure et par conséquent résulte en une génération de quantité de chaleur qui altère les arêtes de coupe par des phénomènes

physico-chimiques complexes [24]. La figure 8 met en évidence l'effet de la vitesse de coupe sur le dégagement de chaleur dans la zone de coupe. La majeure partie de la quantité de chaleur est évacuée à travers le copeau. À 220 m.min^{-1} , les températures mesurées sur la pièce, l'outil et le copeau ont consolidé cette hypothèse et les valeurs relevées sont respectivement 60°C , 150°C et 890°C . Ceci s'explique par le fait que le copeau en plus du frottement, il subit des déformations plastiques très intenses pour un volume relativement plus faible par rapport à celui de la pièce et de l'outil comme confirmé par d'autres études [25–27].

Le critère d'usure recommandé par ISO et adopté dans cette étude est celui en dépouille de $0,3 \text{ mm}$. La figure 9 montre l'impact de la vitesse sur la durée de vie pour les deux critères de l'usure admissible $[\text{VB}] = 0,3 \text{ mm}$ et $0,4 \text{ mm}$. L'idée du choix de $[\text{VB}] = 0,4 \text{ mm}$ est venue suite à la constatation sur la pièce d'un bon état de surface même au-delà de cette valeur. Ceci est intéressant dans le cas où les exigences envers la précision dimensionnelle et le fini de la surface le permettent. Dans l'intervalle des vitesses 280 à 350 m.min^{-1} , l'usinage devient instable après quelques minutes de travail. Il s'accompagne par l'apparition de vibrations, d'étincelles et d'écoulement de copeau rouge, rendant l'usinage par la suite impossible. Cette observation conduit à limiter la plage des vitesses de coupe utilisées lors de l'usinage de l'acier 100Cr6 à 60HRC. Les vitesses de coupe supérieures à 280 m.min^{-1} sont peu recommandées à cause de l'usure très rapide de l'outil ce qui n'est pas intéressant sur le plan industriel (Figs. 5, 9 et 11). Cette approche permet de mettre en valeur des gains substantiels en tenue surtout pour les vitesses de coupe élevées. Pour ces 2 critères limites d'usure, entre 90 et 220 m.min^{-1} , le gain passe de 25 à 61% . Pour la plage des vitesses $V_c > 220 \text{ m.min}^{-1}$, le gain est supérieur au $2/3$ de la durée de vie de l'outil. Les conséquences sur les coûts de production se voient optimisés de manières

Fig. 3. Micrographies de l'usure VB et KT à $V_c = 280 \text{ m.min}^{-1}$, $f = 0,08 \text{ mm.tr}^{-1}$ et $a_p = 0,5 \text{ mm}$. Temps d'usinage : a) 1,5 min, b) 7 min, c) 9 min et d) 15,5 min.

Fig. 4. Micrographies de l'usure VB et KT à $V_c = 350 \text{ m.min}^{-1}$, $f = 0,08 \text{ mm.tr}^{-1}$ et $a_p = 0,5 \text{ mm}$. Temps d'usinage : a) 1,5 min, b) 2,5 min, c) 4,5 min et d) 7,5 min.

significatives. Pour le critère $[VB] = 0,3 \text{ mm}$, l'effet de la vitesse peut être interprété par la comparaison des ratios des tenues. Le ratio T_{90}/T_{120} n'est que 1,15 alors que T_{120}/T_{180} est le double. Aux grandes vitesses, ce ratio s'envole à une valeur de 19,16 indiquant une usure importante accentuée par des températures de copeau dépassant les 900°C .

Le traitement des résultats de l'usure émanant des figures 5 et 6 a permis l'établissement des modèles de la tenue en fonction de la vitesse de coupe respectivement pour $[VB] = 0,3 \text{ mm}$ et $0,4 \text{ mm}$

$$T = e^{14,65} V_c^{-2,18} \quad (R^2 = 0,997) \quad (1)$$

$$T = e^{14,14} V_c^{-2,02} \quad (R^2 = 0,996) \quad (2)$$

La figure 10 a été obtenue en se servant des équations (1) et (2). Elle représente la relation entre la tenue et la vitesse de coupe sur une échelle bi-logarithmique usuellement connue sous droite de Taylor. Son intérêt industriel est de taille car elle permet d'établir des abaques et d'optimiser les conditions de coupe. L'influence de la vitesse de coupe sur la productivité, exprimée en longueur de copeau enlevé est illustrée dans la figure 11. Le temps durant lequel est produite cette longueur de copeau (L) est égal à la durée de vie (T) correspondante à chaque vitesse de coupe (V_c) testée. Elle est calculée d'après l'expression suivante :

$$L = V_c T \quad (3)$$

Il ressort de ces résultats que la vitesse 120 m.min^{-1} est optimale et ceci pour les deux critères de l'usure admissible retenus. Pour $[VB] = 0,4 \text{ mm}$, l'arête de coupe a

Fig. 5. Évolution de l'usure en dépouille (VB) du CBN7020 en fonction du temps et de la vitesse de coupe.

Fig. 7. Évolution de l'usure en entaille (VN) du CBN7020 en fonction du temps et de la vitesse de coupe.

Fig. 6. Évolution de l'usure en cratère (KT) du CBN7020 en fonction du temps et de la vitesse de coupe.

produit 12600 m de copeau pendant 105 min de travail et 9600 m pour $[VB] = 0,3$ mm correspondant à une tenue de 80 min.

3.4 Évolution de la rugosité

La caractérisation de la qualité de la surface usinée a été limitée aux trois critères de rugosité (R_a , R_z

et R_t) [28]. Les figures 12, 13 et 14 expriment l'influence des éléments du régime de coupe (V_c , a_p et f) sur la rugosité obtenue. L'augmentation de la vitesse améliore la qualité de la surface usinée surtout pour les vitesses allant jusqu'à $120 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$. Au-delà de cette limite, la rugosité se stabilise à cause de la diminution des efforts de coupe à grandes vitesses traduisant une stabilité relative du système usinant [29]. Par contre, les augmentations de la profondeur de passe et de l'avance (Figs. 13 et 14) contribuent à l'élévation de la rugosité. Il est constaté que l'avance est le facteur déterminant de la qualité des surfaces usinées. La surface engendrée comporte des sillons hélicoïdaux résultant de la forme de l'outil et du mouvement hélicoïdal outil-pièce [30]. Ces sillons sont autant plus profonds et plus larges que l'avance est élevée, d'où la nécessité d'employer de faibles avances lors du tournage de finition. D'autre part, malgré une augmentation de l'avance de 2,5 fois, les états de surface obtenus avec l'outil CBN7020 restent toujours bons et peuvent être comparés à ceux de la rectification.

En pratique, les conséquences de l'influence des paramètres du régime de coupe sur la rugosité (R_a) obtenue lors de l'usinage avec le CBN7020 peuvent être résumées comme suit : l'augmentation de l'avance de $0,08$ à $0,2 \text{ mm} \cdot \text{tr}^{-1}$ et celle de la pénétration de $0,2$ à $1,0 \text{ mm}$ font accroître respectivement la rugosité de 5,25 et 1,45 fois, alors que l'accroissement de la vitesse de coupe de 60 à $180 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$ la fait baisser de 1,6 fois.

3.5 Évolution de la rugosité en fonction de l'usure

Lors des essais d'usure l'état de surface généré correspondant a été enregistré en vue de cerner l'effet de

Fig. 8. Évacuation de la chaleur par le copeau durant l'usinage : a) 120 m.min⁻¹, b) 280 m.min⁻¹.

Fig. 9. Tenues expérimentales à différentes vitesses de coupe.

Fig. 11. Longueur du copeau enlevé à différentes vitesses de coupe.

Fig. 10. Tenue du CBN7020 en fonction de la vitesse de coupe.

Fig. 12. Influence de la vitesse de coupe sur la rugosité à $f = 0,08 \text{ mm.tr}^{-1}$ et $a_p = 0,2 \text{ mm}$.

Fig. 13. Influence de la profondeur de passe sur la rugosité à $V_c = 90 \text{ m.min}^{-1}$ et $f = 0,08 \text{ mm.tr}^{-1}$.

l'usure de l'outil sur la rugosité de la surface usinée. Les figures 15a–f illustrent cette évolution pour le CBN7020 à $f = 0,08 \text{ mm.tr}^{-1}$ et $a_p = 0,5 \text{ mm}$. Dans l'ensemble, R_a et les autres critères de rugosité diminuent avec la vitesse de coupe pour une usure admissible donnée. Jusqu'à 180 m.min^{-1} , la rugosité diminue pour le même critère d'usure admissible ($0,3 \text{ mm}$). À partir de cette vitesse de coupe, les courbes rugosité-usure sont subdivisées en 2 zones et la transition correspond en général à la valeur de l'usure admissible. Il est constaté que pour les vitesses élevées ($V_c \geq 180 \text{ m.min}^{-1}$), la dégradation de la surface usinée est trop rapide au-delà du critère d'usure admissible avec des valeurs de $R_t > 6 \mu\text{m}$. Ces résultats démontrent aussi que le choix du critère d'usure admissible $[VB] = 0,3 \text{ mm}$ est bien adapté pour décrire de manière appropriée la durée de vie de l'outil. Il est à noter que la qualité de surface correspondante à cet état est décrite par des rugosités acceptables avec $R_t < 3,5 \mu\text{m}$. Afin d'explicitier le changement du comportement de la rugosité en fonction de l'usure du CBN, des examens au microscope optique du bec de l'outil ont été réalisés. Les micrographies ont été prises à usure croissante décrivant la zone à faible rugosité pour $VB = 0,11 \text{ mm}$, la transition ($VB = 0,31 \text{ mm}$) et la zone à rugosité élevée ($VB = 0,47 \text{ mm}$) pour une vitesse de coupe de 220 m.min^{-1} représentée dans la figure 15d. À $t_1 = 7 \text{ min}$, la largeur de la bande d'usure est faible ce qui donne lieu à une rugosité totale sensiblement constante ($R_t \approx 2,5 \mu\text{m}$). Cet état est associé à un début d'usure régulière qui est basée sur un mécanisme d'abrasion. Cependant, à $t_2 = 25 \text{ min}$, la limite d'usure admissible est atteinte ce qui se traduit par un accroissement brusque de la rugosité et au niveau de l'outil, l'usure est caractérisée

Fig. 14. Influence de l'avance sur la rugosité à $V_c = 90 \text{ m.min}^{-1}$ et $a_p = 0,2 \text{ mm}$.

par un début d'effondrement du bec signalant des effets de température relativement importants. Finalement, à un stade avancé de l'usure, ($t_3 = 38 \text{ min}$) l'effondrement est catastrophique ce qui fait augmenter la surface de contact (outil-pièce) et par conséquent, intensifie la chaleur générée ainsi que les efforts de coupe donnant lieu à un mécanisme qui associe l'abrasion au phénomène de la diffusion [12,31]. Il en résulte une dégradation importante de la qualité de surface usinée ($R_t > 6 \mu\text{m}$).

4 Discussion

4.1 Modèles de rugosité

Suivant le plan d'expériences (Annexe A), une série d'essais a été réalisée pour différentes combinaisons des éléments du régime de coupe (V_c , f , a_p) comme indiqué dans le tableau 4. Le but est de mettre au point des corrélations entre les critères de rugosité (R_a , R_t et R_z) et les paramètres d'usinage sous la forme de l'équation suivante :

$$R = C_1 f^{k_1} a_p^{k_2} V_c^{k_3} \quad (4)$$

où C_1 , k_1 , k_2 et k_3 sont des constantes. En utilisant la méthode des moindres carrés, les corrélations obtenues sont données par les expressions suivantes :

$$R_a = 63,7 f^{1,622} a_p^{0,07} V_c^{-0,308} \quad (5)$$

$$R_t = 175,9 f^{1,227} a_p^{0,081} V_c^{-0,299} \quad (6)$$

$$R_z = 178,9 f^{1,361} a_p^{0,103} V_c^{-0,278} \quad (7)$$

Fig. 15a–f. Évolution de la rugosité en fonction de l'usure en dépouille pour différentes vitesses de coupe.

Tableau 4. Rugosité en fonction des combinaisons du plan d'expérience.

N° Essai	Paramètres						CBN7020		
	Valeurs codifiées			Valeurs réelles			Critères de rugosité		
	Z_1	Z_2	Z_3	f [mm.tr ⁻¹]	a_p [mm]	V_c [m.min ⁻¹]	R_a [μm]	R_z [μm]	R_t [μm]
1	-1	-1	-1	0,08	0,2	90	0,23	1,4	1,9
2	+1	-1	-1	0,2	0,2	90	1,08	4,9	5,2
3	-1	+1	-1	0,08	0,6	90	0,27	1,6	2,1
4	+1	+1	-1	0,2	0,6	90	1,05	5,2	5,8
5	-1	-1	+1	0,08	0,2	180	0,18	1,1	1,4
6	+1	-1	+1	0,2	0,2	180	0,88	4,1	4,8
7	-1	+1	+1	0,08	0,6	180	0,21	1,3	1,5
8	+1	+1	+1	0,2	0,6	180	0,90	4,5	5,2
9	0	0	0	0,14	0,4	135	0,58	3,3	3,7

Tableau 5. Modèles de la rugosité en fonction d'un seul paramètre.

Matériau de coupe	Variables	Modèles	R^2
Nitrure de Bore Cubique CBN 7020	Avance (mm.tr ⁻¹)	$R_a = 16,161 \cdot f^{1,667}$	0,976
		$R_t = 53,333 \cdot f^{1,353}$	0,971
		$R_z = 52,712 \cdot f^{1,423}$	0,967
	Vitesse de coupe (m.min ⁻¹)	$R_a = 2,018 \cdot V_c^{-0,469}$	0,949
		$R_t = 10,825 \cdot V_c^{-0,408}$	0,979
		$R_z = 9,043 \cdot V_c^{-0,407}$	0,949
	Profondeur de passe (mm)	$R_a = 0,333 \cdot a_p^{0,158}$	0,974
		$R_t = 2,451 \cdot a_p^{0,205}$	0,942
		$R_z = 2,109 \cdot a_p^{0,203}$	0,985

Les coefficients de détermination ($R^2 \geq 0,99$) indiquent une bonne corrélation entre ces variables et la rugosité mesurée. Les résultats permettent de prédire, pour des conditions d'usinage choisies dans les limites du modèle, la rugosité avant même d'entreprendre des essais. Comme attendu, l'avance reste le facteur prépondérant sur les critères de rugosité avec des exposants supérieurs à l'unité suivie de la vitesse de coupe ce qui permet de rationaliser l'équation (4) par la relation suivante :

$$R = C_2 f^{k_4} \quad (8)$$

avec C_2 et k_4 des constantes et R pouvant représenter indifféremment R_a , R_t ou R_z . Cette approche a été appliquée aux résultats expérimentaux et le traitement numérique a donné les corrélations sous la forme de fonction puissance comme indiqué dans le tableau 5. Usant de la même technique, la rugosité est aussi obtenue en fonction de V_c et a_p . Il ressort que l'avance reste le paramètre dominant parmi les conditions de coupe considérées.

Pour l'étude de la rugosité, la connaissance de l'avance f ainsi que la géométrie de l'outil permet de calculer théoriquement la profondeur maximale des sillons marqués sur la surface usinée. En tournage par exemple, la rugosité totale R_t de la surface obtenue est déterminée à

partir d'un profil géométrique idéal en usant de l'équation suivante [28, 30] :

$$R_{t(\text{théorique})} = r \left[1 - \sqrt{1 - \frac{f^2}{4r^2}} \right] \quad (9)$$

où r est le rayon du bec de l'outil. Lorsque l'avance est suffisamment petite devant la valeur de r , l'équation (9) est remplacée par l'approximation :

$$R_{t(\text{théorique})} \approx \frac{f^2}{8r} \quad (10)$$

Pour les faibles avances, le phénomène de copeau minimum prend place et il se traduit par un refus de coupe de l'outil ce qui donne lieu à un copeau de faible épaisseur. Dans ce cas, la rugosité totale réelle R_t est bien supérieure à $R_{t(\text{théorique})}$. Par contre, pour les avances élevées, les irrégularités découlant de la coupe deviennent faibles par rapport au sillon théorique ce qui donne une rugosité totale réelle R_t qui se rapproche de $R_{t(\text{théorique})}$. À partir de l'équation (10), une approximation largement utilisée pour évaluer la rugosité arithmétique moyenne (R_a) se présente sous la forme :

$$R_{a(\text{théorique})} \approx \frac{f^2}{32r} \quad (11)$$

Ces équations sont utilisées pour estimer et comparer les valeurs théoriques aux résultats obtenus par les essais de laboratoire.

Fig. 16. Comparaison des valeurs théoriques, expérimentales et prédites de (a) R_t et (b) R_a en fonction de f à $V_c = 90 \text{ m.min}^{-1}$ et $a_p = 0,2 \text{ mm}$.

4.2 Comparaison des modèles de rugosité

La rugosité totale théorique obtenue par le biais de l'équation (10) comparée aux valeurs expérimentales donne lieu à une sous-estimation de R_t aux faibles avances ($0,08 < f < 0,18 \text{ mm.tr}^{-1}$). La correspondance est intéressante au voisinage de $0,19 \text{ mm.tr}^{-1}$ et la tendance résultante aux grandes valeurs de f évolue vers la sur-estimation (Fig. 16a). Ces remarques sont pertinentes à des profondeurs de passe proches de celles de la finition. Par contre, l'évolution de la rugosité moyenne suit des valeurs plutôt surestimées. En effet, la correspondance est acceptable à $f = 0,08 \text{ mm.tr}^{-1}$, mais au-delà de cette valeur, la divergence de $R_{a(\text{théorique})}$ est totale. L'écart entre $R_{a(\text{théorique})}$ et la valeur expérimentale a atteint environ $5 \mu\text{m}$ à $0,2 \text{ mm.tr}^{-1}$ (Fig. 16b). Il est confirmé que pour étudier l'évolution de R_a ou R_t avec l'avance en tournage dur, il est nécessaire d'obtenir ces relations à partir des données expérimentales telles que exprimées par les équations (5) et (6).

4.3 Modèles rugosité-usure

Dans le but de rechercher la corrélation entre l'usure de l'outil et la rugosité de la pièce, il est judicieux d'établir une relation reliant R_a à VB. Ces deux critères (VB et R_a) bien qu'associés au couple (outil-pièce) influencent mutuellement l'un l'autre et donc, doivent obéir à une corrélation qu'il faut définir. Le traitement des données

des figures 15a–f a permis de mettre au point, pour chaque vitesse de coupe, une corrélation du type :

$$R_a = K e^{\alpha(VB)} \quad (12)$$

Les résultats sont illustrés dans le tableau 6. Cette approche donne la possibilité de suivre VB à partir des valeurs mesurées de la rugosité et en même temps renseigne sur la durée de vie des outils. Ce qui revient à dire que pour un temps d'usinage donné cette corrélation traduit d'une manière simple les données de la figure 5 par l'intermédiaire des constantes K et α . Le même processus d'analyse peut être adapté pour les figures 6 et 7. Les figures 16a et 16b résument l'évolution des rugosités totale et moyenne en fonction de l'avance. Les modèles paramétriques représentés par les équations (4) et (8) donnent des corrélations satisfaisantes en se basant sur les coefficients de détermination obtenus avec les résultats expérimentaux pour 90 m.min^{-1} et $a_p = 0,2 \text{ mm}$. Le modèle à un seul paramètre exhibe une nette concordance avec les valeurs expérimentales ce qui est confirmé par l'approche théorique des équations (10) et (11). Dans le cadre de la recherche d'une équation qui prend en compte les différents paramètres du régime de coupe, l'équation (4) est aussi appliquée mais la concordance est moindre par rapport aux valeurs réelles. En somme, cette équation s'éloigne légèrement au fur et à mesure que f devient importante. Toutefois, le modèle intégrant V_c , a_p et f reste d'une utilité certaine car il considère l'effet des 3 paramètres en même temps. Cette idée est aussi exploitée pour mettre au point des modèles décrivant l'usure. Il est constaté que toutes les valeurs de R_a

Tableau 6. Modèles de la rugosité (R_a) en fonction de l'usure [VB] = 0,3 mm.

Matériau de coupe	Vitesse de coupe (m.min ⁻¹)	Modèles	R^2
Nitrure de bore cubique CBN 7020	$V_c = 90$	$R_a = 0,241 \cdot e^{2,80VB}$	0,973
	$V_c = 120$	$R_a = 0,204 \cdot e^{2,11VB}$	0,953
	$V_c = 180$	$R_a = 0,258 \cdot e^{1,67VB}$	0,969
	$V_c = 220$	$R_a = 0,229 \cdot e^{2,29VB}$	0,865
	$V_c = 280$	$R_a = 0,216 \cdot e^{2,38VB}$	0,920
	$V_c = 350$	$R_a = 0,188 \cdot e^{3,75VB}$	0,909

Fig. 17. Comparaison des critères de rugosité en tournage dur et en rectification.

obtenues par le CBN en tournage sont incluses dans celles de la rectification (Fig. 17). Par contre pour R_z et R_t ces deux procédés d'usinage permettent d'avoir des chevauchements de rugosité de l'ordre de $2 \mu\text{m}$ pour R_z et $3,5 \mu\text{m}$ pour R_t . Ces données permettent de conclure que le tournage dur se présente comme une réelle alternative de substitution à la rectification [1,2,10,22,23,32]. Les avantages reconnus à cette substitution sont matérialisés par un cycle de fabrication des pièces plus court et l'élimination simple des erreurs de reprises de pièces et des boues de rectification contaminant l'environnement.

5 Conclusions

Cette étude a confirmé qu'en tournage dur de l'acier 100Cr6, le CBN7020 a montré une résistance à l'usure satisfaisante pour des vitesses de coupe relativement élevées. Ces conditions ont donné lieu à des états de surface acceptables ($R_a < 1 \mu\text{m}$) même en dehors de la limite d'usure admissible comme recommandé par la norme. La majeure partie de la quantité de chaleur générée lors de la coupe est principalement dissipée avec le copeau réduisant substantiellement le chauffage de la pièce et de l'outil. Ceci est expliqué en partie par le fait que la vitesse de détachement du copeau est très élevée et que la quantité de chaleur produite suite aux frottements internes et externes dans la zone de coupe n'a pas le temps nécessaire

de se diffuser dans la pièce. Au-delà de 280 m.min^{-1} , le système usinant s'est montré instable en produisant des étincelles et des vibrations importantes après quelques minutes de travail seulement à cause de l'accroissement intensif du mécanisme d'usure. La productivité optimale a été enregistrée à une vitesse de 120 m.min^{-1} pour les 2 critères d'usure considérés. La rugosité obtenue est fonction de l'endommagement et de l'usure de l'outil CBN7020. Le paramètre de coupe prédominant les valeurs de la rugosité en tournage dur reste l'avance sachant que les modèles théoriques ne décrivent pas rationnellement cet effet. Le recours aux modèles paramétriques permet une meilleure présentation et la prise en compte des différents facteurs. Une relation entre VB et R_a a été mise au point et permet de suivre plus facilement dans ces conditions l'usure de l'outil à partir de la rugosité mesurée.

Remerciements. Les auteurs remercient le Ministère de l'Enseignement Supérieur et de la Recherche Scientifique pour l'aide financière à l'acquisition des matériaux CBN et 100Cr6 ainsi que le pyromètre Rayner 3I. Les travaux ont été réalisés au LMS de Guelma et au LR3MI de Annaba.

Annexe A

Démarche de la méthode utilisée pour la planification des expériences de tournage dur de l'acier 100Cr6 par le CBN7020

La méthode de planification des expériences consiste à définir la relation entre des paramètres de sortie Y_i et des paramètres d'entrée X_j . En général, un paramètre d'optimisation dans la marche d'un processus technologique de production est influencé simultanément par un grand nombre de facteurs d'entrée à cause des différents sous-processus mis en œuvre et des conditions initiales :

Habituellement, une corrélation peut être invoquée pour décrire cette influence par un modèle mathématique du type :

$$Y = C \cdot X_1^{b_1} \cdot X_2^{b_2} \cdot \dots \cdot X_j^{b_j} \cdot \dots \cdot X_m^{b_m} \quad (\text{A.1})$$

La constante C et les exposants b_j sont déterminés en réalisant une série d'essais conformément à un plan

Tableau A. Plan des expériences.

1 essai	Facteurs						Paramètre d'optimisation				
	Valeurs codifiées			Valeurs naturelles							
	Z_1	Z_2	Z_3	X_1	X_2	X_3	$Y_{1,i}$	$Y_{2,i}$	...	$Y_{j,i}$	Y_{moyen}
1	-1	-1	-1	$X_1 \text{ min}$	$X_2 \text{ min}$	$X_3 \text{ min}$	$Y_{1,1}$	$Y_{2,1}$		$Y_{j,1}$	Y_1
2	+1	-1	-1	$X_1 \text{ max}$	$X_2 \text{ min}$	$X_3 \text{ min}$	$Y_{1,2}$	$Y_{2,2}$		$Y_{j,2}$	Y_2
...	-1	+1	-1	$X_1 \text{ min}$	$X_2 \text{ max}$	$X_3 \text{ min}$	...	...		...	...
...	+1	+1	-1	$X_1 \text{ max}$	$X_2 \text{ max}$	$X_3 \text{ min}$	...	...		...	...
...	-1	-1	+1	$X_1 \text{ min}$	$X_2 \text{ min}$	$X_3 \text{ max}$	...	...		...	...
i	+1	-1	+1	$X_1 \text{ max}$	$X_2 \text{ min}$	$X_3 \text{ min}$	$Y_{1,i}$	$Y_{2,i}$		$Y_{j,i}$	Y_i
...	-1	+1	+1	$X_1 \text{ min}$	$X_2 \text{ max}$	$X_3 \text{ max}$	...	...		...	...
N	+1	+1	+1	$X_1 \text{ max}$	$X_2 \text{ max}$	$X_3 \text{ min}$	$Y_{1,N}$	$Y_{2,N}$		$Y_{j,N}$	Y_N

préalablement établi. Les raisons économiques et technologiques font que le nombre de facteurs (m) est généralement limité à 3 ou 4. Le nombre d'essais nécessaires (N) est alors donné par :

$$N = p^m \quad (\text{A.2})$$

avec p le nombre de niveaux de variation de chaque facteur X_j et m est le nombre de facteurs d'influence considérés comme principaux. À cet effet, si on considère $m = 3$ associé avec 2 niveaux de variation représentés par $X_{j,\min}$ et $X_{j,\max}$, alors le nombre des essais nécessaires pour déterminer la constante ainsi que les exposants du modèle (A.1) sera de 2^3 . Par conséquent, le plan d'expériences à réaliser est illustré dans le tableau A.

La codification des facteurs est une procédure qui consiste à transformer les valeurs naturelles des différents niveaux des facteurs en grandeurs codifiées et sans dimension. L'objectif est d'obtenir une matrice standard du plan d'expériences, facilitant ainsi le traitement et l'analyse des données mesurées. La codification, dans ce cas, va se faire d'après l'équation :

$$Z_j = \frac{2(\ln X_j - \ln X_{j,\max})}{(\ln X_{j,\max} - \ln X_{j,\min})} + 1 \quad (\text{A.3})$$

où Z_j est la valeur codifiée du facteur j . Elle est (+1) pour le niveau max, (-1) pour le niveau min et (0) pour le niveau moyen. La conduite des essais conformément à chaque combinaison de la matrice de planification des expériences permet d'aboutir à une réponse moyenne correspondante (Y_{moyen}). En résolvant le système d'équations sous la forme matricielle, la constante C et les exposants b_j du modèle (A.1) sont déterminés. Ainsi, la linéarisation donne :

$$\ln Y = \ln C + b_1 \ln X_1 + \dots + b_j \ln X_j + \dots + b_m \ln X_m + \dots + b_{j,g} \ln X_j \ln X_g + \dots \quad (\text{A.4})$$

Pour des raisons de commodité de calcul, les valeurs naturelles des X_j sont remplacées par celles codifiées Z_j . Par conséquent l'expression (A.4) prend la forme suivante :

$$Y_{\text{moy}} = b_0 + \sum_{j=1}^m b_j Z_j + \sum_{j < g} b_{j,g} Z_j Z_g + \dots \quad (\text{A.5})$$

La résolution du système d'équations suivant permet de retrouver b_0 , b_j et $b_{j,g}$:

$$|Z| \cdot |B| = |Y| \quad (\text{A.6})$$

Pour faciliter le traitement des données, les grandeurs des facteurs dans la matrice Z sont portées en valeurs codifiées. La matrice Z peut être élargie en intégrant l'effet réciproque des différents facteurs. La résolution de ce système d'équations conduit à la détermination des valeurs des coefficients du modèle :

$$b_0 = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N z_0 \cdot y_i \quad (\text{A.7})$$

$$b_j = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N z_{ji} \cdot y_i \quad (\text{A.8})$$

$$b_{j,g} = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N z_{ji} \cdot z_{gi} \cdot y_i \quad (\text{A.9})$$

avec

$$N = \sum_{i=1}^N z_{ji}^2 \quad \text{et} \quad j = (0, m) \quad (\text{A.10})$$

Après substitution des b_j dans l'équation (A.5), il est procédé au décodage en remplaçant les Z_j .

Références

- [1] H. Schultz, State of the art of high speed machining, First french and german Conference on high speed machining (1997) 1–7
- [2] www.trametal.com, Usinage dur et à grande vitesse : PCD et CBN deviennent tenaces, La Revue Technique du Travail des Métaux (2003) 7–12
- [3] H. Pastor, The evolution of cutting tool materials, Bulletin du Cercle d'Études des Métaux, n° 13, Novembre 1996, 7.1–7.11
- [4] G. Schneider Jr, Cutting tool applications, Chapitre 1, Prentice-Hall Publication, 2002, pp. 2–65
- [5] G. Brandt, A. Gerendas, M. Mikus, Wear mechanisms of ceramic cutting tools when machining ferrous and non-ferrous alloys, J. Europ. Ceram. Soc. 6(5) (1990) 273–290

- [6] A. Senthil Kumar, A. Raja Durai, T. Sornanakumar, Machinability of hardened steel using alumina-based ceramic cutting tools, *Int. J. Refrac. Metals & Hard Mater.* 21 (2003) 109–117
- [7] P. Chancel, Les nouveaux outils coupants, *CETIM Informations*, 147, Février 1996
- [8] J.L. Hug, Tournage des métaux durs, *Machine de production* 110 (1995) 17–19
- [9] J.R. Ferreira, N.L. Coppini, F. Levy Neto, Characteristics of carbon-carbon composite turning, *J. Mater. Process. Technol.* 109 (2001) 65–71
- [10] G. Poulachon, A. Moisan, Performance evaluation on hardened steel-PCBN tool pair in high speed turning, *Matériaux et Techniques* 1–2 (2003) 23–34
- [11] Y.K. Chou, Hard turning of M50 steel with different microstructures in continuous and intermittent cutting, *Wear* 225 (2003) 1388–1394
- [12] F. Nabahani, Wear mechanisms of ultra-hard cutting tools materials, *J. Mater. Process. Technol.* 115 (2001) 402–412
- [13] K. König, Machining of hard materials, *Annals of the CIRP* (1984) 417–427
- [14] Z. A. Zoya, R. Krishnamurthy, The performance of CBN tools in the machining of titanium alloys, *J. Mater. Process. Technol.* 100 (2000) 80–86
- [15] S.Y. Luo, Y.S. Lias, Y.Y. Tsai, Wear characteristics in turning high hardness alloy steel by ceramic and CBN tools, *J. Mater. Process. Technol.* 88 (1999) 114–121
- [16] A.R.C. Sharman, D.K. Aspinwall, R.C. Dewew, P. Bowen, Workpiece surface integrity considerations when finish turning gamma titanium aluminide, *Wear* 249 (2001) 473–481
- [17] S.S. Joshi, N. Ramakrishnan, P. Ramakrishnan, Analysis of chip breaking during orthogonal machining of Al/SiCp composites, *J. Mater. Process. Technol.* 88 (1999) 90–96
- [18] X.J. Ren, R.D. James, E.J. Brookes, L. Wang, Machining of high chromium hardfacing materials, *J. Mater. Process. Technol.* 115 (2001) 423–429
- [19] Norme Internationale ISO 3685-1977 (F), Tool-life testing with single-point turning tools, Première édition, 1977, pp. 5–15
- [20] I. Andonov, Y. Bekech, Analyse et synthèse des processus technologiques en construction mécanique, Technica, Sofia 1984
- [21] B. Clément, Design and analysis of experiments, Génistat Conseils Inc., 2000
- [22] Y.K. Chou, C.J. Chris, M.M. Barash, Experimental investigation on CBN turning of hardened AISI 52100 steel, *J. Mater. Process. Technol.* 124 (2002) 274–283
- [23] G. Poulachon, Aspects phénoménologiques, mécaniques et métallurgiques en tournage CBN des aciers durcis, Thèse, ENSAM de Cluny, 1999
- [24] J. Kopac, Hardening phenomena of Mn-austenite steels in the cutting process, *J. Mater. Process. Technol.* 109 (2001) 96–104
- [25] D. O'sullivan, M. Cotterell, Temperature measurement in single point turning, *J. Mater. Process. Technol.* 118 (2001) 301–308
- [26] M. Bacci da Silva, J. Wallbank, Cutting temperature prediction and measurement methods-a review, *J. Mater. Process. Technol.* 88 (1999) 195–202
- [27] E.-G. Ng, D.K. Aspinwall, D. Brazil, J. Monaghan, Modelling of temperature and forces when orthogonally machining hardened steel, *Int. J. Machine Tools and Manufacture* 39 (1999) 885–903
- [28] S. Enache, La qualité des surfaces usinées, Dunod, Paris, 1972
- [29] J. Calderon, Caractérisation dynamique du système pièce-outil-machine : Usinage des pièces minces, Thèse, INSA de Lyon, 1998
- [30] C. Bedrin, B. Roumesy, Usinage par outil coupant, Fascicule 1-2, INSA-Lyon, 1989
- [31] J.D. Thiele, S.N. Melkote, Effect of cutting edge geometry and workpiece hardness on surface generation in the finish hard turning of AISI 52100 steel, *J. Mater. Process. Technol.* 94 (1999) 216–226
- [32] M. Kaufeld, S. Torbaty, Rationalisation de l'usinage très grande vitesse, SOFETEC, Paris, 1999