

Estimation et compensation de la déflexion d'outil en fraisage de surface complexe

Nasreddine ZEROUDI ^a, Michaël FONTAINE ^b

a. Laboratoire des Procédés de fabrication/UERCFM/DRFPG/ Ecole Militaire Polytechnique, EMP, Bordj El Bahri, BP 17, 16111, Alger, Algérie

b. Institut FEMTO-ST, Dép. de Méc. Appl., ENSMM, 24 rue de l'épita phe, 25000 Besançon, France

Résumé :

Cet article présente le calcul de la déflexion de l'outil et une méthode de compensation basée sur un modèle récent développé pour la prédiction des efforts de coupe en fraisage de forme complexe. A partir de la géométrie globale et locale de l'outil, de la surface initiale et de la trajectoire de l'outil, cette approche nous permet de prédire les efforts de coupe ainsi que la modélisation de la surface avec sa rugosité directement à partir des données FAO. Ce modèle a été développé et validé pour un outil rigide et l'objectif est de proposer un outil d'optimisation efficace pour les opérations de fraisage industrielles complexes. En particulier, les trajectoires d'outil peuvent être améliorées dans le but d'une réduction des efforts de coupe ce qui tend à améliorer la stabilité de coupe, la durée de vie de l'outil et la qualité des pièces. La prédiction des efforts de coupe peut être effectuée analytiquement ou numériquement et le couplage avec des données de FAO est nécessaire pour optimiser les opérations de fraisage réelles, mais il n'est pas suffisant de considérer la trajectoire de l'outil et la forme des pièces. L'idée est de profiter de la description géométrique fine développée pour le calcul d'engagement outil-matière, destiné à prédire les efforts, pour en déduire la surface résultante et la déflexion de l'outil directement à partir des données FAO. Pour cette raison, ce travail est basé sur le développement d'un modèle analytique et il constitue la première étape d'une procédure efficace et transférable de compensation de la déflexion de l'outil pour une surface quelconque en fraisage permettant de limiter les erreurs générées sur les surfaces usinées. Des opérations complexes ont été testées et des résultats cohérents ont été observés. De plus, la combinaison de différentes méthodes de calcul ouvre la voie à une approche plus complète d'usinage virtuel.

Abstract :

This article presents a tool deflection calculation and compensation methodology based on a recent model developed for the prediction of cutting forces in free-form milling. From global and local geometry of the tool, initial surface and tool path, this approach allows us to predict cutting forces and now surface form and roughness directly from CAM data. This model was developed and validated for a rigid case and some improvements are necessary in the objective to propose an efficient optimization tool for industrial and complex milling operations. In particular, the tool paths can be improved by considering a reduction of cutting forces linked to cutting stability, tool's life and part's quality. The cutting forces prediction can be performed analytically or numerically and the coupling with CAM data is necessary to optimize industrial milling operations but it is not sufficient to consider tool path and part quality. The idea is to make benefit from the fine geometrical description developed for tool-workpiece engagement calculation to deduce the resultant cut surface, cutting forces and the tool deflection directly from CAM data. For this reason, this work is based on the development of an analytical model it constitutes the first step to a deflection compensation procedure efficient for sculptured surface milling and allowing limiting resultant errors on machined surfaces. Coherent results were observed, even for complex ball-end milling operations, and the combination of different calculation procedures opens the way to a more complete approach of virtual milling.

Mots-clefs : Déflexion d'outil; Efforts de coupe; Fraisage 3 axes ; Surfaces complexes

1 Introduction

Les procédés d'enlèvement de matière occupent une place importante dans le domaine de la fabrication. L'augmentation des performances des machines-outils, outils de coupe et logiciels de CFAO ont permis des gains considérables de productivité et de qualité des pièces usinées. Néanmoins, l'utilisation de nouvelles techniques d'usinage réclame une grande expérience dans la préparation des opérations, en particulier pour aborder de nouvelles gammes de matériaux, de structures ou d'échelles. De nombreuses expériences sont nécessaires pour définir une stratégie de travail adaptée à des contraintes fortes en termes de matériau à travailler et de géométrie à produire. L'une des orientations privilégiées des travaux de recherche dans ce domaine est de développer des méthodes et des modèles permettant la prédiction des phénomènes perturbant la coupe comme par exemple les efforts, la température, la déflexion d'outil, les vibrations ou l'usure des outils, et les défauts qui en résultent comme les erreurs de forme, la rugosité et les contraintes résiduelles.

La maîtrise des opérations de fraisage nécessite un important travail d'optimisation et, au cours des dernières décennies, de nombreux chercheurs ont élaboré des modèles de coupe élémentaire (orthogonale ou oblique) et certains d'entre eux ont été étendus au cas du fraisage. Cependant, dans la plupart des cas, les efforts de coupe élémentaire et la déflexion d'outil en fraisage ont été prédis par des méthodes numériques mais de manière séparée des travaux thermomécaniques en raison de la complexité de modélisation du procédé. L'approche numérique, généralement basée sur la méthode des éléments finis, est difficile à utiliser et à développer dans un contexte industriel en raison de la complexité de la programmation des données et un temps de calcul très important. À ces fins, il est alors nécessaire de proposer une alternative en utilisant une formulation analytique permettant des calculs rapides, même sur les trajectoires d'outils industrielles.

Cet article présente une méthodologie de calcul de déflexion d'outil et de compensation basée sur un modèle récemment mis au point pour la prédiction des efforts de coupe en fraisage de forme libre. En utilisant la description de la géométrie globale et locale de l'outil, de la surface initiale et de la trajectoire de l'outil, cette approche nous permet de prédire les efforts de coupe [1] et la surface usinée ainsi que sa rugosité [2] directement à partir des données FAO. Ce modèle a été développé et validé pour un cas d'outil rigide et certaines améliorations sont nécessaires dans l'objectif de proposer un outil d'optimisation efficace pour les opérations de fraisage industrielles et complexes. L'idée est de profiter de la description géométrique fine développée pour le calcul de l'engagement outil-pièce pour en déduire la surface produite, les efforts de coupe et la déflexion de l'outil directement à partir des données FAO.

2. Calcul de la déflexion d'outil par méthode analytique

2.1 Proposition d'un nouveau modèle de déflexion d'outil

L'analyse de modèles analytiques préexistants a précédé le développement de notre modèle de calcul de déflexion d'outil, [3,4]. La différence entre les modèles existants de déflexion d'outil et le modèle présenté ici réside dans le fait que l'approche comprend la modélisation géométrique globale et locale de l'outil ainsi que de la trajectoire. Ainsi, le modèle fournit des informations précises sur l'engagement outil/matière permettant un calcul pertinent et couplé de la déflexion de l'outil en tout point de sa trajectoire. Cet avantage considérable permet une compensation de la déflexion de l'outil calculée tout au long de la trajectoire à partir d'un calcul couplé efforts-déflexion. La trajectoire corrigée peut être obtenue par une approche miroir et être envoyée à la commande numérique facilement par un nouveau programme. Bien entendu, ce décalage dû à la déflexion peut être additionné à celui dû au faux-rond de l'outil [5]. Le faux-rond radial est déjà modélisé dans la procédure de calcul des efforts [1].

Il a été montré [4] que le calcul de la déflexion de l'outil en fraisage 3 axes peut être fait dans l'hypothèse que l'outil est une poutre cylindrique fixée à une extrémité et libre à l'autre extrémité avec une forme de boule. L'outil modélisé est composé de deux parties paramétrées dans un repère local lié à l'outil (x_o, y_o, z_o) : une partie cylindrique (AB) ayant une longueur L_c et un moment d'inertie I_c et une partie sphérique (BC) ayant un rayon $R = L_s$, tel que présenté à la figure 1, et un moment d'inertie I_s . A partir de ces données et de l'effort F appliqué en un point P , le moment de flexion peut être calculé et la déflexion de l'outil peut être obtenue par une double intégration. Pour cette étude, nous allons considérer deux cas de figures pour le point d'application de la force comme l'indique la figure 1 : le premier cas suppose que la force est appliquée à

l'extrémité sphérique de l'outil, et le second cas suppose que la force est appliquée sur la partie cylindrique de l'outil.

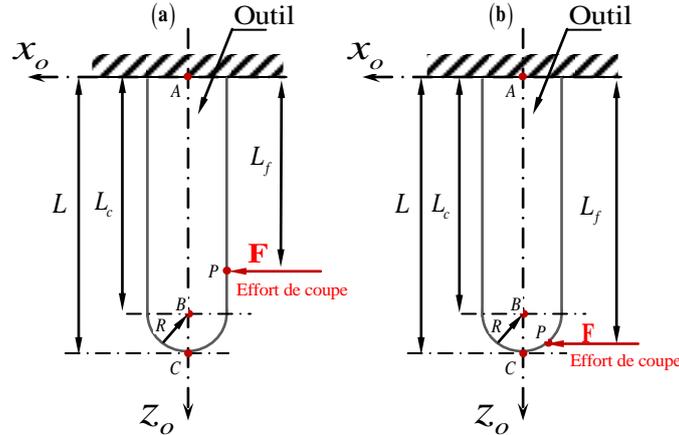


FIG. 1 – Deux cas d'application de force : (a) sur la partie cylindrique, (b) sur la partie sphérique.

2.2 Déflexion d'outil pour le cas d'une force appliquée sur la partie cylindrique

Dans cette section, il est supposé que la force est appliquée sur la partie cylindrique de l'outil, cf. la figure 1 (a). Ce cas représente une utilisation de l'outil hémisphérique qui peut se produire lors d'une interférence avec une préforme ou d'une hypothétique opération de contournage de finition. On peut noter que ce cas et le second, cf. la figure 1 (b), peuvent être joints pour simuler une profondeur de coupe axiale supérieure au rayon de l'outil, mais cette configuration est généralement évitée en raison de la forte charge générée sur l'outil. Le calcul de la déflexion est ainsi divisé en deux zones différentes, les paramètres et le repère de calcul étant présentés sur la figure 1.

2.2.1 Première zone : entre A et P ($0 < z_p < L_f$)

L'expression finale de la déflexion d'outil tout au long de l'axe z_o entre A et P peut s'écrire :

$$x_1(z_p) = \frac{4.F}{\pi.E.R^4} \times \left(\frac{z_p^3}{6} - L_f \frac{z_p^2}{2} \right) \quad (1)$$

2.2.2 Seconde zone : entre P et C ($L_f < z_p < L$)

L'expression finale de la déflexion d'outil tout au long de l'axe z_o entre P et C peut s'écrire :

$$x_2(z_p) = \frac{F.L_f^2}{2.E.I} \left(\frac{L_f}{3} - z_p \right) \quad (2)$$

2.3 Déflexion d'outil pour le cas d'une force appliquée sur la partie sphérique

Dans ce cas, la force est appliquée à la partie sphérique de l'outil comme représenté sur la figure 1 (b). Ce cas correspond à la configuration classique de l'outil hémisphérique en fraisage de finition ou même en ébauche. Le calcul de la déflexion est divisé en trois zones différentes.

2.3.1 Première zone : entre A et B ($0 < z_p < L_c$)

Aussi la déflexion d'outil tout au long de l'axe z_o entre A et B peut être exprimée comme suit :

$$x_1(z_p) = \frac{4.F}{E.\pi.R^4} \left(\frac{z_p^3}{6} - L_f \frac{z_p^2}{2} \right) \quad (3)$$

2.3.2 Seconde zone : entre B et P ($L_c < z_p < L_f$)

Donc l'expression de la déflexion d'outil tout au long de l'axe z_o entre B et C prend la forme :

$$x_2(z_p) = \frac{4.F}{E.\pi} \left[\begin{aligned} & \left(\frac{1}{4.R} \ln \left(\frac{R+(z-L_c)}{R-(z-L_c)} \right) + \frac{(L_c-L_f)}{4.R^3} \ln \left(\frac{R+(z-L_c)}{R-(z-L_c)} \right) \right) \\ & + \frac{(L_c-L_f)}{4.R^3} \left(R \cdot \ln \left(\frac{R+(z_p-L_c)}{R-(z_p-L_c)} \right) + (z_p-L_c) \ln \left(R^2 - (z_p-L_c)^2 \right) - 2(z_p-L_c) \right) \\ & + \frac{1}{R^4} \left(z_p \left(\frac{L_c^2 - R^2}{2} - L_f.L_c \right) + \left(\frac{L_f.L_c^2 + R^2.L_c}{2} - \frac{L_c^3}{3} \right) \right) \end{aligned} \right] \quad (4)$$

2.3.3 Troisième zone : entre P et C ($L_f < z_p < L$)

Donc l'expression finale de la déflexion d'outil tout au long de l'axe z_0 entre P et C s'écrit :

$$x_3(z_p) = \frac{4.F}{\pi.E} \left[\begin{aligned} & \left(\frac{1}{2(R^2 - (L_f - L_c)^2)} + \frac{1}{R^4} \left(\frac{L_c^2 - R^2}{2} - L_f.L_c \right) \right) \\ & + (L_c - L_f) \left(\frac{L_f - L_c}{2.R^2(R^2 - (L_f - L_c)^2)} + \frac{1}{4.R^3} \ln \left(\frac{R + (L_f - L_c)}{R - (L_f - L_c)} \right) \right) \\ & + \frac{1}{4.R} \ln \left(\frac{R + (L_f - L_c)}{R - (L_f - L_c)} \right) + \frac{(L_c - L_f)}{4.R^3} \ln \left(\frac{R + (z_p - L_c)}{R - (z_p - L_c)} \right) \\ & + \frac{(L_c - L_f)}{4.R^3} \left(R \cdot \ln \left(\frac{R + (z_p - L_c)}{R - (z_p - L_c)} \right) + (z_p - L_c) \ln \left(R^2 - (z_p - L_c)^2 \right) - 2(z_p - L_c) \right) \\ & + \frac{1}{R^4} \left(z_p \left(\frac{L_c^2 - R^2}{2} - L_f.L_c \right) + \left(\frac{L_f.L_c^2 + R^2.L_c}{2} - \frac{L_c^3}{3} \right) \right) \\ & - L_f \left(\frac{1}{2(R^2 - (L_f - L_c)^2)} + (L_c - L_f) \left(\frac{L_f - L_c}{2.R^2(R^2 - (L_f - L_c)^2)} + \frac{1}{4.R^3} \ln \left(\frac{R + (L_f - L_c)}{R - (L_f - L_c)} \right) \right) + \frac{1}{R^4} \left(\frac{L_c^2 - R^2}{2} - L_f.L_c \right) \right) \end{aligned} \right] \quad (5)$$

3. Validation en fraisage 3 axes d'une surface gauche

La géométrie testée est une surface en forme de vague inclinée qui est décrite dans des travaux précédents [1] et qui est ici balayée en semi-finition (profondeur de passe offset de 1 mm et pas de balayage à $y=42$ mm), voir la figure 2.

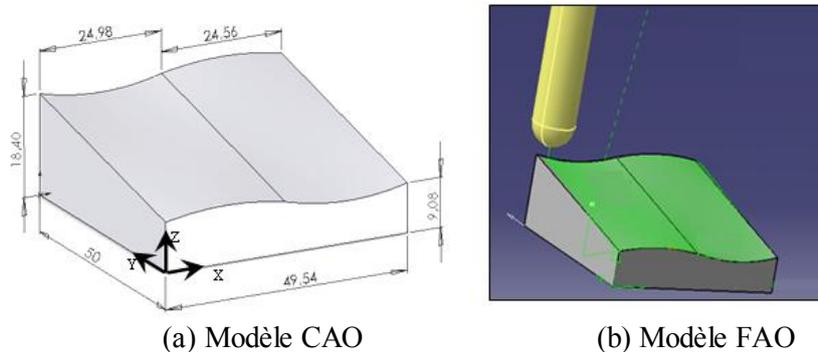


FIG. 2 – Test de la vague à double courbure : Forme des pièces usinées.

L'outil hémisphérique monobloc est en carbure de tungstène, dont ces caractéristiques sont les suivantes : $D_0 = 12$ mm; $N_t = 2$ dents ; angle d'inclinaison $i_0 = 25^\circ$; and angle de coupe $\alpha_0 = 8^\circ$.

Le matériau de la pièce est en acier 42CrMo4 et ces dimensions sont : Longueur $L_0 = 49,54$ mm, Largeur $W_0 = 50$ mm, Hauteurs $H_0 = 9,08$ mm $H_1 = 18,40$ mm, Partie concave de la vague $l_1 = 24,98$ mm, Partie convexe de la vague $l_2 = 24,56$ mm.

L'usinage a été effectué sur une Fraiseuse Kern HSPC 3 axes avec un diamètre nominal d'outil de 8 mm et un nombre de dents égal à 2. Le matériau usiné est un acier 42CrMo4 à l'état recuit. Les conditions de coupe correspondantes aux tests présentés sont les suivantes : Fréquence de rotation de la broche $N = 8000$ tr/min, Avance par dent $f_z = 0,1$ mm/dent, Profondeur de passe normale $a_n = 1$ mm, Pas de balayage $\Delta p = 1$ mm, sans lubrification. La mesure des efforts de coupe a été réalisée avec un dynamomètre de type Kistler 9272A qui présente une limite de fréquence assez élevée (3,1 kHz sur F_x et F_y et 6,3 kHz sur F_z) et toutes les mesures ont été effectuées en dessous d'une fréquence de sollicitation platine de 300 Hz (8000 tr/min maximum et 2 dents). La répétabilité moyenne des mesures était d'environ 1 N. Les déflexions ou les vibrations d'outil sont beaucoup plus difficiles à mesurer directement. La surveillance des efforts de coupe, de la puissance consommée par la broche ou d'émissions acoustiques donne des informations sur l'évolution des instabilités de coupe en fraisage, mais il est difficile de séparer les vibrations de l'outil, de la pièce et du dynamomètre, et de les mesurer. La mesure des déplacements de l'outil a besoin d'une méthode de mesure directe et sans contact. Si on exclue une mesure indirecte par la broche ou la pièce usinée, elle peut être réalisée avec des capteurs de position, par courant de Foucault fixés à la broche par exemple [3], mais cela nécessite de monter sur l'outil une bague métallique servant de masse à détecter et celle-ci fausse les mesures, en particulier pour des diamètres d'outil modérés à faibles. Une autre approche moins intrusive a été choisie et un vibromètre laser a ainsi été utilisé avec un point de visée focalisé sur le corps cylindrique de l'outil, figure 3. La position de l'outil a été déduite par intégration de la vitesse mesurée par rapport au temps d'échantillonnage. En synchronisant ses données avec les positions de référence de l'outil définies par l'interpolation linéaire, la trajectoire déviée de l'outil peut être déduite. Le calcul de déflexion est réalisé à partir du calcul des efforts de coupe réalisé pour chaque position du point de contact de l'outil CC issue de la trajectoire FAO et pour chaque valeur d'angle de rotation θ définie par un pas de calcul $d\theta$ (ici $d\theta = 10^\circ$). Enfin, une trajectoire compensée peut être proposée à partir de ces données synchronisées sur une trajectoire entière en appliquant une méthode de compensation (de type miroir ici) et un nouveau fichier programme peut être produit et chargé dans la commande numérique de la machine.

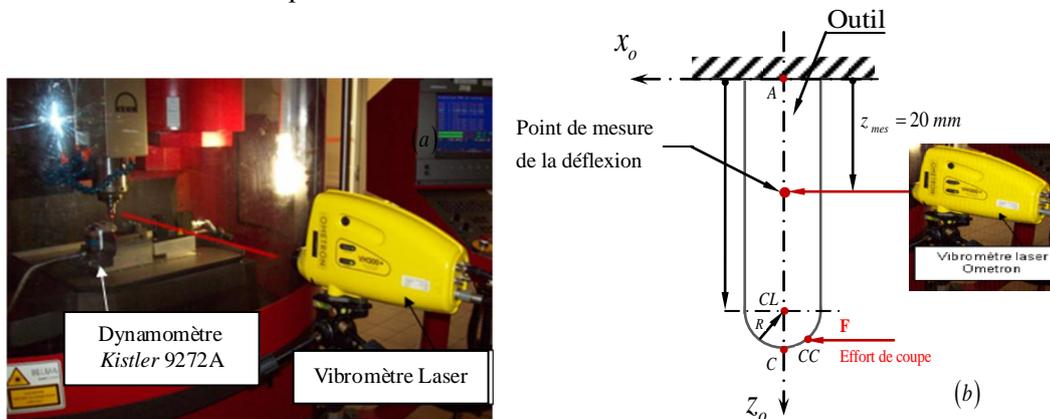


FIG. 3 – Système de mesure de déflexion : (a) Configuration réelle, (b) schéma de mesure.

Les résultats présentés ici correspondent à une trajectoire positionnée à $Y = 42$ mm dans le repère pièce et la hauteur de mesure sur le corps de l'outil est $z_{mes} = 20$ mm dans le repère outil (considérée à partir de la fin du porte-outil), figure 1. La position déviée de l'outil ($x(z_p)$, $y(z_p)$) représentée à la figure 4 est obtenue en inversant les signes des déflexions et en les ajoutant aux coordonnées des points de localisation d'outil le long de la trajectoire dans le repère pièce (CL). Il est alors possible de créer la nouvelle trajectoire compensée pour l'intégrer dans la commande numérique de la machine-outil afin d'obtenir une trajectoire d'outil réelle plus proche de la consigne et moins de défauts de forme résultants sur la pièce usinée.

Il a été observé sur la figure 4 que la résultante de la déflexion de l'outil sur l'axe Y peut être quantifiée en micromètres dans la zone de mesure (z_{mes}) et théoriquement dans des dizaines de microns au niveau du point CL (centre de localisation de l'outil hémisphérique). Il apparaît une différence entre la déflexion mesurée et calculée à l'altitude $z_o = z_{mes}$. Néanmoins, la forme de la courbe est similaire et l'évolution du phénomène est bien reproduite. Ces résultats sont probants et encourageants et ils peuvent être améliorés en ajustant les constantes d'intégration.

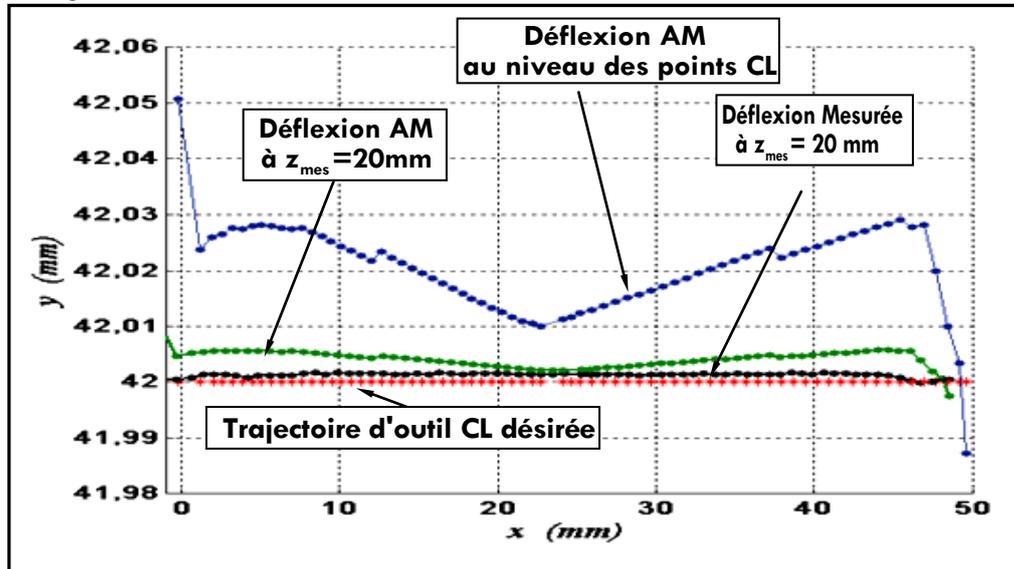


FIG. 4 – Déflexion d'outil mesurée et prédite le long de l'axe Y pour une passe de finition à $y = 42$ mm pour une surface à double courbure et à une altitude de mesure ($z_{mes} = 20$ mm) depuis l'extrémité du porte-outil.

4. Conclusion

Le calcul de déflexion a été conduit par méthode analytique à partir de développements réalisés pour le calcul des efforts de coupe le long d'une trajectoire complexe. Des résultats cohérents ont été obtenus en termes d'évolution de la déflexion d'outil et dont le constat donne que le modèle analytique, dans cette première version, a tendance à surestimer la déflexion et que les constantes d'intégration peuvent être ajustées. Une méthode de compensation basée sur une correction « miroir » est proposée et, en la couplant avec le calcul des efforts de coupe, une trajectoire optimale peut être trouvée après plusieurs itérations. Une étude spécifique peut être menée pour déterminer la quantité minimale d'itérations nécessaires pour pouvoir produire un défaut de surface minimum. La capacité du modèle à prédire la surface résultante usinée [2] sera un atout majeur dans cette optique. Enfin l'originalité de ces travaux est la synergie entre modèle de prédiction des efforts de coupe et analyse de la dynamique de l'outil qui permet d'enrichir les deux aspects simultanément et d'en déduire également la qualité de la surface usinée et des trajectoires corrigées tout en utilisant des données FAO non limitées en type de formes et de trajectoires.

Références

- [1] Zeroudi, N., Fontaine, M., & Necib, K. (2010). Prediction of cutting forces in 3-axes milling of sculptured surfaces directly from CAM tool path. *Journal of Intelligent Manufacturing*, 23(5), 1573–1587. doi 10.1007/s10845-010-0460-x.
- [2] Zeroudi, N., Fontaine, M. (2012). Prediction of machined surface geometry based on analytical modelling of ball-end milling, *CIRP Annals*, doi 10.1016/j.procir. 2012.04.017.
- [3] Kim, G.M., Kim, B.H., Chu, C.N. (2003). Estimation of cutter deflection and form error in ball-end milling processes, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 43, 917-924.
- [4] Smaoui, M., Bouaziz, Z., Zghal, A., Dessein G., Baili, M. (2011) Simulation of the deflected cutting tool trajectory in complex surface milling. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 56:463–474, doi 10.1007/s00170-011-3213-x.
- [5] Feng, H-Y., Menq, C-H. (1996). A flexible ball-end milling system model for cutting force and machining error prediction, *Journal of Manufacture Science and Engineering*, 118, 461-469.