



HAL
open science

Modélisation du comportement cinématique des axes d'un centre d'usinage en fraisage à grande vitesse

Bassem Gassara, Gilles Dessen, Maher Baili, Moncef Hbaieb, Wassila Bouzid
Saï

► **To cite this version:**

Bassem Gassara, Gilles Dessen, Maher Baili, Moncef Hbaieb, Wassila Bouzid Saï. Modélisation du comportement cinématique des axes d'un centre d'usinage en fraisage à grande vitesse. 4th International Symposium on Aircraft Materials, May 2012, Fez, Morocco. pp.104. hal-04023509

HAL Id: hal-04023509

<https://hal.science/hal-04023509>

Submitted on 10 Mar 2023

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.



Open Archive Toulouse Archive Ouverte (OATAO)

OATAO is an open access repository that collects the work of Toulouse researchers and makes it freely available over the web where possible.

This is an author-deposited version published in: <http://oatao.univ-toulouse.fr/>
Eprints ID: 8483

To cite this document:

Gassara, Bassem and Dessein, Gilles and Baili, Maher and Hbaieb, Moncef and Bouzid Saï, Wassila *Modélisation du comportement cinématique des axes d'un centre d'usinage en fraisage à grande vitesse*. In: 4th International Symposium on Aircraft Materials, 09-12 May 2012, Fez, Morocco.

Any correspondence concerning this service should be sent to the repository administrator: staff-oatao@inp-toulouse.fr

Modélisation du comportement cinématique des axes d'un centre d'usinage en fraisage à grande vitesse

B. Gassara^{1,2†}; G. Dessein²; M. Baili²; M. Hbaieb¹; W. Bouzid Sai¹

¹ Unité de Génie de Production Mécanique et Matériaux, ENIS, route Soukra Km 3,5-B.P.
1173-3038 Sfax-Tunisie

² Université de Toulouse ; INP/ENIT ; LGP ; 47 avenue d'Azereix, BP 1629, F-65016 Tarbes
Cedex, France

† bassem.gassara@enit.fr

Résumé

Dans le processus de fabrication en fraisage à grande vitesse 'FGV', l'étude de la réaction de la machine au cours de l'usinage est une tâche très délicate et importante. En effet, l'identification du comportement de la machine nécessite la modélisation de la loi de mouvement des axes et de la trajectoire réelle aux niveaux des discontinuités. Le nombre important de discontinuités engendrent une instabilité de la vitesse de déplacement des axes, ce qui implique une augmentation du temps d'usinage et un non respect de la vitesse d'avance programmée, se traduisant par des problèmes de productivité et une sous-estimation du coût de l'usinage pour l'industriel.

L'objectif recherché dans cette étude est l'identification du comportement de la machine lors de passage sur une discontinuité entre des interpolations linéaire et circulaire en combinaison quelconque, tous en respectant la valeur d'erreur imposée.

Pour ce faire, une modélisation analytique de la vitesse d'avance avec continuités en tangence a été élaborée ainsi qu'une modélisation géométrique de la trajectoire de l'outil aux niveaux des discontinuités. Cette dernière est basée sur la discrétisation de la trajectoire en plusieurs blocs qui ont entre eux une discontinuité en tangence ou bien en courbure. Ce modèle nous a permis d'avoir une estimation du temps de déplacement avec une erreur maximale de 5% par rapport au temps réel de déplacement.

Enfin, une étude expérimentale a été réalisée sur un centre d'usinage en FGV. Elle est basée sur des tests élémentaires qui conduisent à analyser le comportement des axes lors de passage sur une discontinuité et à valider les modèles développés.

1. Introduction

La concurrence toujours plus vive sur le marché ne cesse de faire évoluer les normes de qualité. Les exigences en matière de réduction des temps et des coûts sont toujours plus élevées. Ceci a donné naissance à de nouveaux processus et techniques de production parmi lesquels le Fraisage à Grande Vitesse 'FGV'. Ce procédé d'usinage devient le procédé le plus utilisé dans l'industrie et où la vitesse de coupe peut atteindre des valeurs de cinq à dix fois plus élevées que celles utilisées dans l'usinage conventionnel [1]. Cependant, les importantes vitesses d'avance et accélérations des axes imposées sollicitent la machine, sa structure, ses asservissements et sa commande numérique. La réponse du moyen d'usinage à ces sollicitations contraignantes n'est pas parfaitement maîtrisée et par exemple, le temps d'usinage réel est souvent très élevé par rapport au temps estimé par le logiciel de FAO. En effet, la vitesse d'avance en FGV n'atteindra pas toujours la vitesse programmée lors d'un processus d'usinage [2, 3, 4].

La trajectoire de l'outil générée comporte de nombreuses discontinuités entre des interpolations de type linéaire et circulaire. Vu les grandes vitesses d'avance utilisées, une discontinuité en

courbure ou bien en tangence au niveau du changement de direction tend à ralentir le mouvement des axes et par la suite l'augmentation du temps de cycle. Pour cela, plusieurs travaux sont dédiés à l'adaptation des trajectoires de l'outil à un pilotage rapide des machines. Deux modèles pour le lissage de la trajectoire ont été distingués. Le premier consiste à approximer la trajectoire par une fonction polynomiale [5]. Le second est basé sur l'ajout d'un arc de cercle au franchissement des discontinuités. Le rayon de cet arc est déterminé pour une discontinuité entre deux interpolations linéaires [6,7].

L'objectif de cette étude est de déterminer un modèle qui permet d'identifier le comportement cinématique des axes d'un centre d'usinage en FGV lors de passage sur une discontinuité entre des interpolations linéaires et circulaires en combinaison quelconque, tout en respectant la valeur d'erreur imposée sur la trajectoire.

Dans une première partie, nous exposons une modélisation de la vitesse d'avance ainsi qu'une modélisation géométrique des continuités en tangence. Puis, dans une seconde partie, nous proposons le modèle du calcul du temps. Enfin, nous présentons les résultats obtenus ainsi que leur validation avec une étude expérimentale.

2. Evaluation du comportement cinématique des axes

L'évaluation du comportement cinématique des axes d'une machine-outil en FGV nécessite essentiellement la modélisation de la vitesse d'avance et de la trajectoire de l'outil au niveau du passage d'une discontinuité.

2.1. Modélisation de la vitesse d'avance

Nous avons choisi de modéliser la variation de la vitesse d'avance pour les interpolations linéaires et circulaires en tenant compte des limitations de la machine et de la géométrie de la trajectoire qui peuvent exister en s'appuyant sur les travaux de Dugas et Erkorkmaz et Al. [6, 8]. La Figure 1a décrit la correspondance entre la trajectoire de l'outil et le profil de la vitesse d'avance. Nous désignons par V_{cir} , V_{prog} , V_{fc} et R respectivement, la vitesse d'avance dans une interpolation circulaire, la vitesse d'avance programmée, la vitesse de franchissement d'une discontinuité et le rayon d'interpolation.

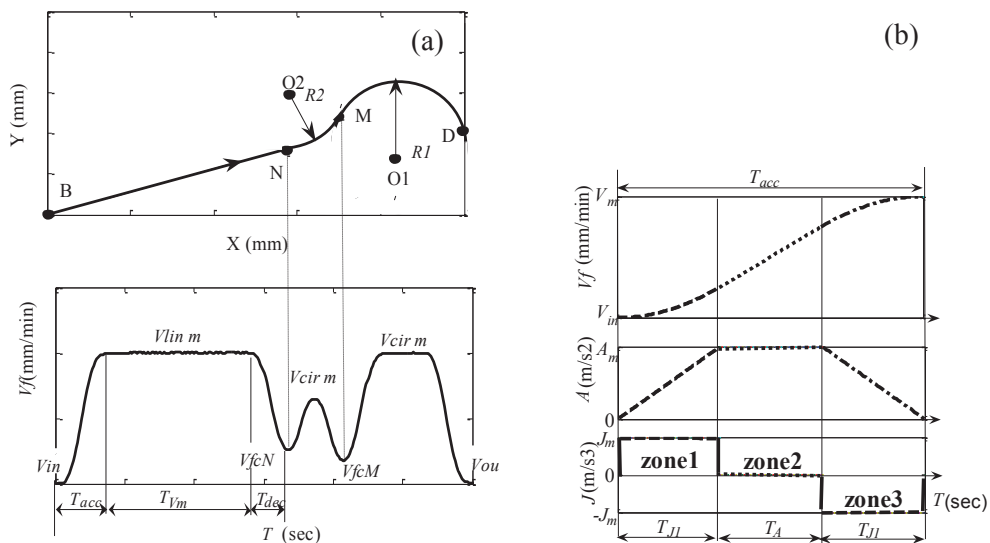


Figure 1: Profil de la vitesse d'avance pour une trajectoire d'outil (a) et différentes phases d'accélération (b)

2.1.1. Modélisation de la loi de mouvement des axes

Nous considérons dans cette modélisation la loi de mouvement à jerk constant (profil d'accélération trapézoïdale). Chaque axe d'une machine est caractérisé par ses capacités cinématiques maximales. Un axe donné i dispose d'une vitesse d'avance maximale V_{im} , d'une accélération maximale A_{im} et d'un jerk maximal J_{im} .

La loi de mouvement de vitesse d'un axe se divise en 3 phases (Figure 1a). Pendant la première phase, l'accélération tangentielle augmente jusqu'à atteindre sa valeur maximale. La pente d'accélération est fonction du jerk maximal atteignable par la machine. Puis l'accélération décroît linéairement pour atteindre une valeur nulle, lieu où la vitesse d'avance devient constante. Dans la deuxième phase, la vitesse maximale d'avance est atteinte. Enfin la troisième phase est totalement symétrique à la première phase, avec une décélération pour permettre une réduction de la vitesse d'avance.

La phase d'accélération est composée en 3 zones pour un mouvement le long d'une trajectoire de l'outil quelconque à jerk constant (Figure 1b).

Le temps de décélération est donné par l'expression suivante :

$$T_{dec} = T_A + 2T_{J1} \quad (1)$$

Où : T_{J1} et T_A sont respectivement, le temps où la vitesse d'avance est contrôlée par une valeur maximale du jerk et le temps où la vitesse d'avance est contrôlée par une valeur maximale d'accélération.

2.1.2. Vitesse d'avance pour une interpolation linéaire

En interpolation linéaire, la limitation de la vitesse d'avance est essentiellement due au temps de cycle du directeur de commande numérique (DCN), de la vitesse programmée et de la longueur du bloc.

La vitesse d'avance autorisée par le DCN ($V_{lim m}$) est donnée par :

$$V_{lim m} = \min(V_{icy}, V_{Lb}, V_{fprog}) \quad (2)$$

$$\text{Avec : } V_{icy} = \frac{L}{T_{cy}} \quad (3)$$

V_{Lb} est fonction de la longueur du bloc et des paramètres cinématiques de la machine (jerk et accélération). Cette limitation aura lieu quand la somme de la longueur d'accélération et de la décélération est plus grande que la longueur d'un bloc L_b .

2.1.3. Vitesse d'avance pour une interpolation circulaire

Pour une interpolation circulaire, la vitesse d'avance est limitée par les 3 paramètres cinématiques des axes (accélération, Jerk et vitesse d'avance maximale) et par la valeur du rayon d'interpolation.

La vitesse d'avance autorisée par le DCN ($V_{cir m}$) est donnée par :

$$V_{cir m} = \min(V_{fprog}; V_{Lb}; V_J; V_{Am}; V_{icy}) \quad (4)$$

La vitesse d'avance correspondant à la limitation de l'accélération est donnée par [6]:

$$V_{Am} = \sqrt{R \times A_m} \quad (5)$$

La vitesse d'avance correspondant à la limitation du jerk est donnée par [6] :

$$V_J = \sqrt[3]{J_m \times R^2} \quad (6)$$

En interpolation circulaire, la vitesse d'avance programmée dépend de la nature de la forme circulaire usinée, convexe ou bien concave. Pour une forme circulaire concave, le DCN réalise

une correction de la vitesse d'avance à l'aide de la correction normale au profil avec avance constante (CFIN sur DCN Sinumerik 840) [9]. La vitesse d'avance programmée devient :

$$V'_{fprog} = \frac{R_p - R_{out}}{R_p} V_{fprog} \quad (7)$$

Avec R_p : rayon de la pièce et R_{out} : rayon de l'outil

2.1.4. Vitesse d'avance lors de passage sur une continuité en tangence

Lors d'une continuité en tangence (discontinuité en courbure), le DCN ralentit la machine afin de respecter les valeurs maximales d'accélération et de jerk pour chaque axe.

- Continuité en tangence entre un mouvement linéaire et circulaire (Point N sur la figure 1a) [7]:

$$V_{fcN} = \sqrt{R_2 \times C} \text{ et } C = J_m \times \delta t \quad (8)$$

- Continuité en tangence entre deux mouvements circulaires (Point M sur la figure 1a):

$$V_{fcM} = \sqrt{\frac{R_1 R_2 J_m \delta t}{R_1 + R_2}} \quad (9)$$

2.2. Modélisation géométrique des continuités en tangence

La trajectoire générée par le logiciel FAO est discrétisée en plusieurs interpolations élémentaires de natures différentes (circulaires et linéaires). Une discontinuité en courbure ou en tangence au niveau de la transition entre deux blocs tend à ralentir la vitesse d'avance et par la suite l'augmentation du temps de cycle. Le type et le taux d'influence de cette discontinuité dépendent de la géométrie de la trajectoire.

L'équation de l'angle d'orientation γ pour un contour linéaire-circulaire est exprimée comme suit (Figure 2):

$$\gamma = 90 + \frac{\theta}{2} + \kappa - \alpha \quad (10)$$

D'après l'équation (10), on peut distinguer deux types de discontinuité sur la trajectoire selon la valeur de γ . Pour une discontinuité en courbure (D.c.) $\gamma=90^\circ$ (linéaire-circulaire), il y a continuité en vitesse. Pour une discontinuité en tangence (D.t.) $0^\circ < \gamma < 180^\circ$ (linéaire-circulaire), il n'y a pas continuité en vitesse.

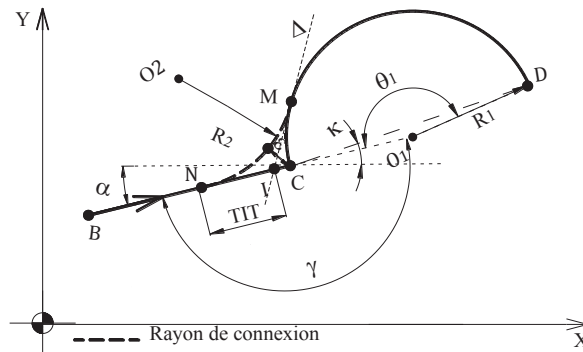


Figure 2: Trajectoire élémentaire

La machine ralentit au niveau des discontinuités en tangence [4, 6, 7]. Au niveau de cette discontinuité, le DCN peut autoriser une vitesse d'avance non nulle s'il existe une erreur imposée de suivi de trajectoire (tolérance imposée par le bureau d'études (ϵ)). Dans ce cas, il y a création d'un arc de cercle en fonction de l'intervalle ϵ et de l'angle d'orientation γ .

Pour insérer le rayon de connexion aux niveaux des discontinuités, nous utilisons la fonction d'arrondissement G641 intégrée dans le DCN et la fonction d'arrondissement modale RND. Pour la première, La valeur du rayon de connexion est fonction de la distance à partir de laquelle ou à laquelle la transition bloc est arrondi (TIT). La distance doit être spécifiée avec ADIS. Pour la seconde, le rayon de connexion entre les blocs est inséré dans les programmes CN.

2.3. Conclusion

Les étapes de détermination de l'évolution de la vitesse d'avance sont les suivantes:

- génération du fichier NCI par un logiciel de FAO (les coordonnées des points de la trajectoire du centre de l'outil),
- détermination de l'angle γ afin d'identifier le type de discontinuité,
- calcul du rayon de connexion (Rc) en respectant la valeur d'erreur imposée pour le cas d'une discontinuité en tangence,
- calcul de la vitesse d'avance à l'extrémité en utilisant les équations 8 et 9,
- calcul de la vitesse d'avance maximale $V_{lin m}$ et $V_{cir m}$,
- calcul de la durée de chaque phase T (T_{acc} , T_{dec} , T_{Vm}) pour chaque bloc,
- expression de la vitesse d'avance en fonction du temps en utilisant MATLAB ©.

3. Modélisation du temps de coupe

Le modèle développé précédemment nous permet de déterminer le temps de cycle T_c tout en tenant compte de la géométrie de la trajectoire et du comportement de la machine. Le temps de cycle est défini par l'expression suivante :

$$T_c = \sum_{k=1}^N (T_{Vm}(k) + T_{acc}(k) + T_{dec}(k)) \quad (11)$$

Avec k , T_{Vm} , T_{acc} et T_{dec} respectivement, le nombre d'interpolation élémentaire, le temps de cycle en utilisant une vitesse maximale, le temps d'accélération et le temps de décélération.

4. Résultats et discussion

Ce modèle permet notamment de déterminer l'impact de la valeur d'erreur imposée sur le temps de cycle, selon le calcul de l'évolution de la vitesse d'avance lors du suivi de la trajectoire de l'outil. Afin de valider cette étude, des essais sont réalisés sur un centre de fraisage à grande vitesse 3 axes équipé d'un DCN Sinumerik 840D [9]. Les caractéristiques de la machine sont présentées dans la table suivante (table 1).

Table 1: Caractéristiques du centre de fraisage HURON KX-10

Huron KX10	
Vitesse de la broche :	100 à 24000 tr/min
Avances de travail :	10m/min
Accélération maximale	3 m/s ²
Jerk maxi	50 m/s ³

4.1. Influence de la géométrie de la trajectoire

Afin de déterminer l'influence de la géométrie de la trajectoire sur la vitesse d'avance, nous avons étudié l'interpolation linéaire-circulaire pour différents angles d'orientation γ . Nous avons

superposé les profils théorique et réel de la vitesse de la Figure 1a. Dans ce cas, la discontinuité en tangence est éliminée par l'ajout d'un arc de cercle qui est fonction du TIT (avec l'emploi de la fonction G641).

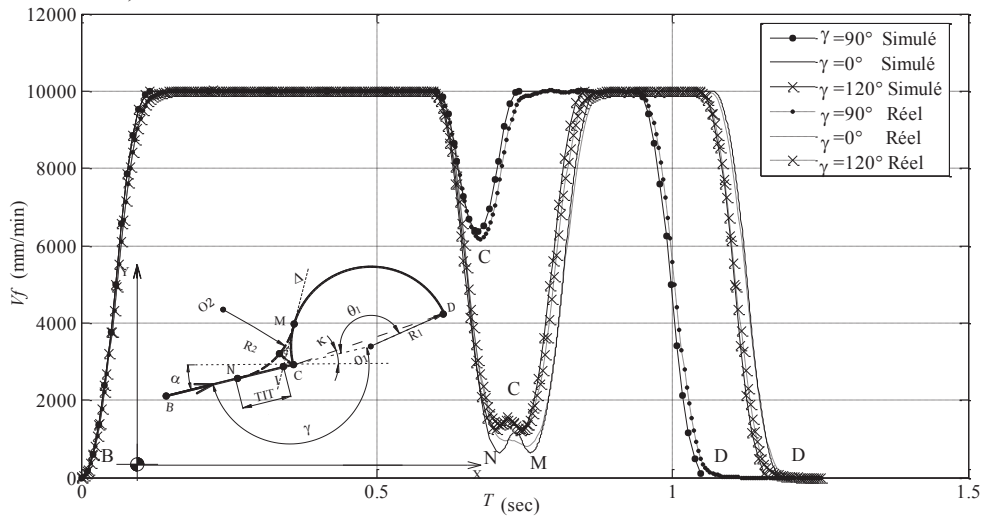


Figure 3: Profils théoriques et réel de la vitesse d'avance pour différentes valeurs de γ ; TIT=0,5mm; BC=100mm et R=50mm

La vitesse de franchissement (Figure 3) est maximale pour un angle $\gamma=90$ (discontinuité en courbure), puis elle diminue pour les autres valeurs de l'angle γ (0° et 120°) correspondants à une discontinuité en tangence.

4.2. Impact de la valeur d'erreur imposée sur le temps de cycle

Afin de déterminer l'impact de la valeur d'erreur ε sur le temps, nous avons modifié la trajectoire de l'outil présentée sur la Figure 4 en ajoutant des arcs de cercle au niveau des discontinuités localisées dans les points C, D et G avec différentes valeurs d'erreurs (table 2). Ces tests ont été développés dans les études expérimentales et théoriques.

Table 2. Géométrie de la trajectoire pour différent tests

Erreur ε [mm]		0,03	0,1	0,3	0,6	1
Point C	R_{C1} [mm]	0,27	0,91	2,99	6,89	14,11
Point D	R_{C2} [mm]	0,04	0,13	0,41	0,91	1,77
Point G	R_{C3} [mm]	0,89	3,31	14,08	55,21	436

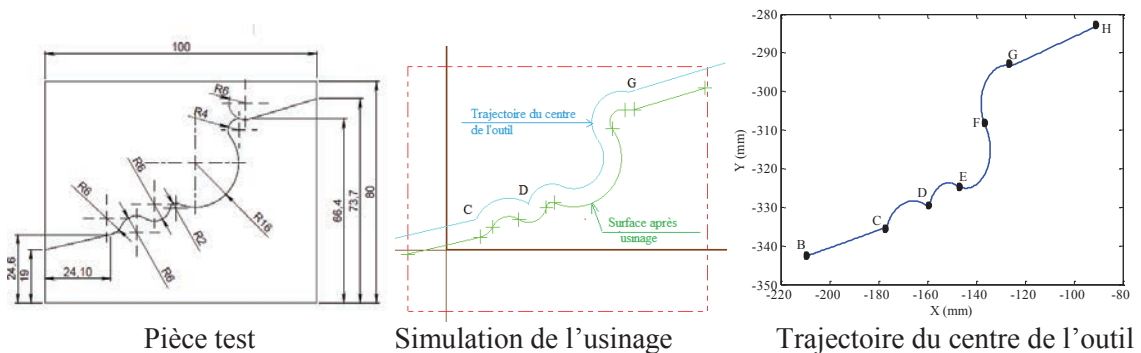


Figure 4: Simulation de l'usinage d'une pièce test avec un outil de diamètre 12 mm

La Figure 5 présente respectivement le profil simulé et réel de la vitesse d'avance pour une valeur d'erreur égale à 0,3mm (a) ainsi que l'histogramme de temps réel, simulé et calculé par le logiciel de FAO (b).

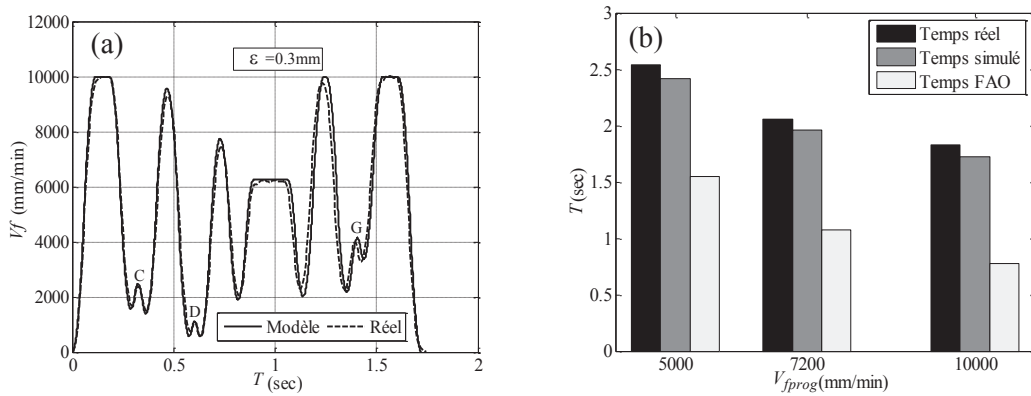


Figure 5: Profils théorique et réel de la vitesse (a) et Temps de cycle pour différente vitesse programmée (b)

Ces résultats montrent une bonne corrélation entre l'expérimental et notre modèle théorique. Il faut souligner que la vitesse programmée ne sera atteinte que pour un certain pourcentage de la longueur totale du trajet de l'outil. Ce pourcentage dépend de la longueur de l'interpolation élémentaire, du type de discontinuité et de la vitesse programmée. La Figure 5 (b) montre que le temps calculé par le logiciel de FAO (longueur / vitesse d'avance programmée) sous-estime le temps d'usinage réel. Il faut signaler l'importance de ce décalage en particulier lors du calcul du coût d'usinage et de l'établissement de devis. Dans un contexte FGV, le temps d'usinage réel est notamment tributaire des ralentissements de la machine sur les trajets suivis.

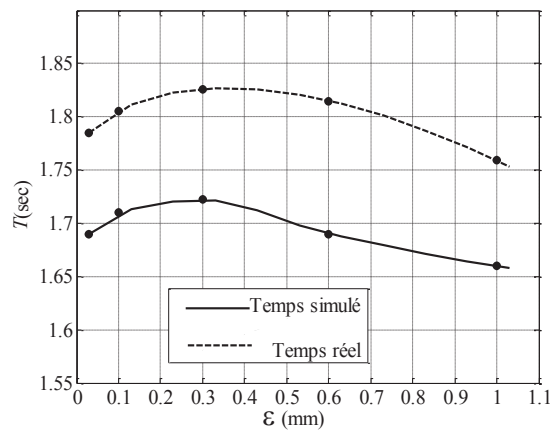


Figure 6: L'impact de l'erreur imposée sur le temps de cycle

La Figure 6 présente l'évolution du temps en fonction de la valeur de l'erreur imposée entre la trajectoire réelle et programmée. Elle permet par exemple de définir la valeur de l'erreur optimale. Lorsque les valeurs de l'erreur augmentent, le rayon de la connexion augmente et par la suite, la vitesse d'avance de transition. Cependant, ce gain de vitesse ne permet pas d'avoir une diminution du temps total du cycle. Ainsi, il est nécessaire d'augmenter la valeur de l'erreur pour trouver la solution optimale. De plus, une faible augmentation de la valeur de l'erreur n'a pas une influence significative sur la réduction du temps de cycle. Cette augmentation sera

significative, lorsque la valeur d'erreur dépasse 0,3 mm.

La Figure 6 montre aussi que l'erreur maximale entre les résultats théoriques et expérimentaux est de 5% et ce, de manière quasi-constante pour tous les tests.

5. Conclusion

Ce travail présente une étude théorique et expérimentale de l'évolution de la vitesse d'avance en FGV pour une trajectoire de l'outil discrétisée en interpolation linéaire et circulaire. Cette étude a permis de développer un modèle qui décrit le comportement des axes de la machine pour toute forme de trajectoire. En plus, le modèle développé permet de déterminer l'impact de la valeur d'erreur imposée sur le temps de cycle. L'étude théorique a été élaborée en deux parties. La première partie a été consacrée à la modélisation de la vitesse d'avance avec continuité en tangence. Cependant, la deuxième partie a pour objectif la modélisation géométrique des continuités en tangence : elle consiste à calculer le rayon de raccordement entre des interpolations linéaires et circulaires en différentes combinaisons tout en respectant la tolérance imposée par le bureau d'études (ϵ).

L'étude expérimentale est basée sur des essais élémentaires permettant de déterminer l'influence de la géométrie de la trajectoire sur l'évolution de la vitesse d'avance ainsi que l'impact de la valeur d'erreur imposée. Cette approche est généralisable à toute stratégie d'usinage. La comparaison entre les résultats obtenus par le modèle théorique et par l'étude expérimentale démontre une erreur maximale du modèle de 5%.

L'étape suivante porte sur le développement d'une interface de calcul permettant d'automatiser le procédé de détermination de l'évolution de la vitesse d'avance pour une erreur imposée et l'estimation du temps et du coût de production. Ceci permet à l'industriel de minimiser le temps de réflexion des opérateurs avant de l'établissement de devis.

Références

- [1] P. Krajnik, J. Kopa, Modern machining of die and mold tools, *Journal of Materials Processing Technology*, (2004) 157–158, pp. 543–552,
- [2] H. Siller, C. A. Rodriguez and H. Ahuett, Cycle time prediction in high-speed milling operations for sculptured surface finishing, *Journal of Materials Processing Technology*, (2006) 174, 355–362,
- [3] M. Moneral, C. A. Rodriguez, Influence of tool path strategy on the cycle time of high-speed milling, *Computer-Aided Design*, 35, 395-401, 2003.
- [4] L. Tapie, B.K. Mawussi, B. Anselmetti, Circular tests for HSM machine tools: Bore machining application, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 47, 805-819, 2007.
- [5] X. Pessoles, J.M. Redonnet, S. Segonds and M. Mousseigne, Aide Modelling and optimising the passage of tangency discontinuities in NC linear paths, *Int J Adv Manuf Technol*, (2012) 58:631–642.
- [6] A. Dugas Simulation d'usinage de formes complexes, Phd thesis, IRCCYN, Ecole Centrale Nantes (2002).
- [7] V. Pateloup Amélioration du comportement cinématique des machines outils UGV – Application au calcul de trajets d'évidement de poches, Phd thesis, Blaise Pascal - Clermont II University (2005).
- [8] K.Erkorkmaz, Y. Altintas High speed CNC system design. Part I : jerk limited trajectory generation and quintic spline interpolation, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, (2001) 41, 1323-1345
- [9] Sinumerik 840Dsl/840Disl/840D/840Di/810D Manuel de programmation Notions de base, 11/2006, www.automation.siemens.com/doconweb/