

INFLUENCE D'UNE VITESSE DE ROTATION VARIABLE SUR LES VIBRATIONS D'USINAGE EN UGV

Sébastien SEGUY

Laboratoire Génie de Production, École Nationale d'Ingénieurs de Tarbes, 47 avenue d'Azereix BP 1629, 65016 Tarbes Cedex, sebastien.seguy@enit.fr

Lionel ARNAUD

Laboratoire Génie de Production, École Nationale d'Ingénieurs de Tarbes, 47 avenue d'Azereix BP 1629, 65016 Tarbes Cedex, lionel.arnaud@enit.fr

Gilles DESSEIN

Laboratoire Génie de Production, École Nationale d'Ingénieurs de Tarbes, 47 avenue d'Azereix BP 1629, 65016 Tarbes Cedex, gilles.dessein@enit.fr

Tamás INSPERGER

Department of Applied Mechanics, Budapest University of Technology and Economics, 1521 Budapest, Hungary, inspi@mm.bme.hu

Grégoire PEIGNÉ

Institut de Recherche en Communication et Cybernétique de Nantes, École Centrale de Nantes, 44321 Nantes, gregoire.peigne@ircsyn.ec-nantes.fr

Résumé : *Les opérations de fraisage à grande vitesse sont couramment limitées par les vibrations régénératives. Dans cet article, nous allons étudier une solution de réduction du phénomène de broutement, basée sur la variation de la vitesse de rotation de l'outil. Afin de quantifier les gains de productivité, deux modélisations différentes du fraisage dynamique ont été adaptées et confrontées : la simulation temporelle et la semi-discrétisation. La comparaison de ces deux méthodes a montré une bonne cohérence des résultats aussi bien à vitesse constante qu'à vitesse variable. Ces deux modélisations ont été validées expérimentalement à vitesse constante et variable. Les essais d'usinage à vitesse variable ont permis de mettre en évidence la différence entre la stabilité théorique et expérimentale.*

Mots clés : stabilité, fraisage, variation de vitesse, vibrations régénératives, état de surface.

Abstract: *High-speed milling operations are often limited by the regenerative effect. The aim of this paper is to examine a chatter suppression method using the spindle speed variation. In order to show the effectiveness of this method, two different modelling of milling have been adapted and confronted: the time domain simulation and the semi-discretization. The comparison of the two methods showed good correlation both at constant and variable spindle speed. These models were validated experimentally at constant and variable speed. Dedicated experiments are carried out at variable speed. The difference between theoretical and experimental stability is highlighted.*

Keywords: stability, milling, spindle speed variation, chatter, surface roughness.

1 Introduction

Actuellement, l'usinage par enlèvement de matière constitue l'un des principaux moyens de mise en œuvre pour les pièces mécaniques. Cependant, la productivité du fraisage est limitée par l'apparition de fortes vibrations. Ces vibrations régénératives, très néfastes pour l'usinage, dégradent l'état de surface, augmentent l'usure de l'outil coupant et la dégradation de la broche.

De nombreuses méthodes permettent de limiter ces vibrations : l'utilisation des lobes de stabilité, la variation de la vitesse de rotation de l'outil, l'utilisation de montages spéciaux...

L'objectif de cet article est de quantifier l'effet de l'usinage à vitesse de rotation variable dans un contexte d'usinage à grande vitesse. La deuxième partie présente la bibliographie dans le domaine. Ensuite, la troisième partie présente les deux approches utilisées pour la modélisation. Puis une étude comparative est effectuée dans la quatrième partie. L'utilisation des modélisations guide alors le choix des paramètres de variation, en cinquième partie. Enfin, l'étude expérimentale permet de mettre en avant la différence entre stabilité théorique et expérimentale. La corrélation entre les déplacements et l'état de surface permet de quantifier les gains obtenus.

2 Bibliographie

Les premiers travaux de Tobias et Fishwick [1] ont permis d'élucider le phénomène de broutement. Ces connaissances développées en tournage ont été adaptées au fraisage [2] et constituent la base de la théorie des lobes de stabilité. Ces travaux ont été améliorés par l'analyse plus fine de la stabilité des équations différentielles et par la simulation temporelle, citons par exemple [3], [4], [5]. Ces différentes modélisations conduisent au tracé des lobes de stabilité, ce qui permet de choisir la vitesse de rotation associée à la profondeur de passe axiale limitant les vibrations. Dans de nombreux cas pratiques, le choix de la vitesse optimale est délicat [6], [7], car plusieurs paramètres parfois contradictoires interagissent sur la productivité.

Afin de limiter ces phénomènes vibratoires, il existe différentes solutions basées sur l'augmentation de la rigidité des composants mécaniques, l'augmentation de l'amortissement par une réduction des vitesses de coupe ou par l'ajout d'amortisseurs actifs [8] par exemple. L'utilisation d'outil à pas variable [9] permet également la réduction des vibrations. Cependant, ces méthodes ont montré leur intérêt dans des cas bien précis, mais elles sont actuellement peu utilisées dans l'industrie, car souvent incompatibles avec les contraintes de la production en série (simplicité, rationalisation, etc.).

Une autre technique permettant de réduire les vibrations de broutement est l'usinage à vitesse de rotation variable. Cette méthode introduite dans les années 1970 permet de faire varier la fréquence d'excitation liée au coup de dent et ainsi de limiter la mise en vibrations de la pièce. Takemura et al. [10] présentent une première modélisation très simple permettant d'étudier la stabilité d'un usinage à vitesse variable, des gains importants sont alors prédits, mais les essais de tournage montrent de faibles apports. Sexton et Stone [11] ont développé par la suite une modélisation analogique plus réaliste qui confirme ces faibles gains. De plus, la présence de vibrations transitoires peut réduire les gains obtenus [12]. L'étude précise de la stabilité de l'usinage à vitesse variable nécessite une analyse mathématique poussée permettant de tracer des lobes de stabilité. Tsao et al. [13] ont développé une modélisation prenant les coordonnées angulaires comme variables à la place du temps. Cette approche a été améliorée par Jayram et al. [14], qui développent les équations de tournage sous forme de série de Fourier afin de considérer plusieurs harmoniques. Al-Regib et al. [15] ont montré expérimentalement les gains d'état de surface obtenus en tournage à basse vitesse. Plus récemment, Insperger et Stépán [16] ont adapté la semi-discrétisation au cas du tournage à vitesse variable. Cette approche étant plus efficace que la discrétisation complète présentée par Sastry et al. [17] dans le cas du fraisage. Une autre approche consiste à utiliser la simulation temporelle afin de modéliser la variation de vitesse de la broche [18], [19]. Cette approche permet d'obtenir des informations plus précises

comme l'amplitude des déplacements, la section de copeau, etc. Des simulations ont été faites à haute vitesse [19], mais à notre connaissance, les validations expérimentales ne montrent que des usinages à basse vitesse [15], [17].

3 Modélisation

Les travaux utilisant une consigne sinusoïdale ont montré l'importance de la dynamique de variation [14], [16]. Avec les mêmes caractéristiques dynamiques de broche, une consigne de type triangulaire permet d'avoir une amplitude et une fréquence de variation plus importante. Pour autant, il n'y a pas de saut en vitesse comme cela est le cas avec une fonction carrée.

Si l'on considère une variation de période T , de valeur moyenne N_0 et d'amplitude N_A , la consigne triangulaire s'exprime sous la forme $N(t) = N(t+T) = N_0 + N_A S(t)$, avec $S(t)$ une fonction triangulaire unitaire.

Afin de normaliser l'amplitude et la fréquence de variation (cf. figure 1), les paramètres RVA et RVF sont introduits :

$$RVA = \frac{N_A}{N_0} ; RVF = \frac{60}{TN_0} = \frac{60f}{N_0} \quad (1)$$

RVA représente le rapport entre l'amplitude N_A et la valeur moyenne N_0 de la consigne, il est toujours inférieur à 1. Afin de rester dans des conditions de coupe acceptables, sa valeur a été limitée à 0,3. Ceci représente une variation de 30 % de la vitesse de rotation, de l'avance à la dent et de la vitesse de coupe. RVF représente le rapport entre la fréquence de variation f et la fréquence moyenne de rotation N_0 , il peut être supérieur à 1. Un RVF égal à 1 signifie que la vitesse de rotation a effectué une période de variation triangulaire pendant un seul tour d'outil.

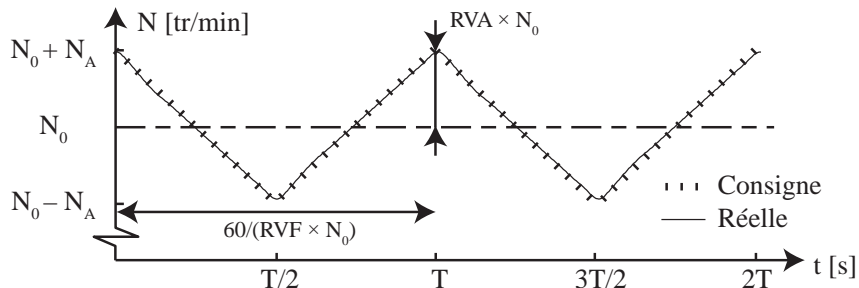


Fig. 1 : Consigne de vitesse et vitesse réelle de la broche pour $N_0 = 9100$ tr/min, $N_A = 728$ tr/min et $T = 0,52$ s.

La figure 1 présente également l'écart entre la consigne et la vitesse réelle de la broche, au maximum il est de 0,4 % sur notre matériel. D'après le constructeur, la variation de vitesse n'a pas d'effet négatif sur la durée de vie de la broche.

Un des paramètres significatifs pour l'étude des vibrations est le temps entre deux coups de dent successifs. Ce temps de retard est fondamental pour l'effet régénératif entraînant les vibrations de broutement. Pour un usinage à vitesse constante, ce temps τ_0 est constant et s'exprime par $\tau_0 = 60 / (N_0 z)$ avec z le nombre de dents de l'outil.

L'usinage à vitesse de rotation variable permet de faire varier ce temps de retard. Le pourcentage de variation du temps entre deux coups de dent s'exprime par $400 \times RVA \times RVF / z$, il est directement lié à l'accélération de la broche. Dans notre cas, la broche (GMN, 24000 tr/min) permet d'avoir un produit $RVA \times RVF = 0,001$ pour une vitesse de rotation voisine de 10000 tr/min. La variation du temps entre deux coups de dent est alors d'environ 0,12 %, avec un outil 3 dents.

3.1 Modèle temporel

Le modèle dynamique du montage expérimental présenté sur la figure 5, est donné par

l'équation suivante dans la direction x :

$$m\ddot{x}(t) + c\dot{x}(t) + kx(t) = F_x(t) \text{ avec } F_x(t) = A_p \sum_{j=1}^z [(K_R \cos \varphi_j - K_T \sin \varphi_j) h_j(t)] \quad (2)$$

Avec m la masse modale, c l'amortissement, k la raideur modale et $F_x(t)$ l'effort de coupe dans la direction x . Une loi de coupe linéaire permet d'exprimer les efforts, avec A_p la profondeur de passe axiale, K_T et K_R les coefficients de coupe tangentiel et radial. L'épaisseur de copeau $h_j(t)$ s'exprime par :

$$h_j(t) = g_j(t) \{ f_z \sin \varphi_j + [x(t) - x(t - \tau(t))] \cos \varphi_j \} \quad (3)$$

La fonction $g_j(t)$ est une fonction unitaire, elle est égale à 1 si la dent j coupe à l'instant t , sinon elle est égale à 0. Avec f_z l'avance à la dent, $x(t)$ la position de la pièce actuelle et $x(t - \tau(t))$ la position au précédent coup de dent.

La simulation temporelle est classique [4], [5]. L'équation (2) est intégrée numériquement en utilisant un schéma d'intégration implicite, de type Newmark avec accélération moyenne [5]. La résolution prend en compte la non-linéarité liée à la sortie de la coupe lors des fortes vibrations. Pour la résolution, en pratique le pas angulaire est constant afin de récupérer facilement la position au coup de dent précédent. La prise en compte de la vitesse de rotation variable est effectuée en adaptant le pas de temps. Le pas de temps est donc variable afin d'avoir un pas angulaire constant [18].

L'objectif de cette modélisation n'est pas d'obtenir des valeurs d'amplitudes précises, le calcul de la section de copeau (éq. (3)) étant volontairement simplifié, mais de corréler les résultats obtenus par la semi-discrétisation afin d'étudier la notion de stabilité du système.

3.2 Méthode de la semi-discrétisation

La stabilité de l'usinage à vitesse variable est estimée en appliquant la théorie de Floquet [3] à l'équation (2). L'analyse permet d'approximer l'opérateur de transition de Floquet Φ (opérateur de dimension infini), liant un instant à l'instant suivant :

$$x(t + T) = \Phi x(t) \quad (4)$$

Si les valeurs propres de l'opérateur Φ ont un module inférieur à 1, alors le système est asymptotiquement stable. L'opérateur de Floquet est approximé numériquement par la semi-discrétisation au premier ordre, ce qui conduit à une matrice de dimension finie. Pour plus d'informations, nous invitons le lecteur à consulter la référence [3].

L'utilisation de cette approche nécessite un système périodique. Pour cela, il suffit que la période de variation T soit un multiple exact du retard moyen τ_0 , ce qui s'exprime sous la forme $z = L \times RVF$, avec L un entier naturel. En balayant les conditions de coupe (vitesse de rotation et profondeur de passe axiale) et pour un couple de (RVA, RVF), il est ainsi possible de tracer des lobes de stabilité pour un usinage à vitesse variable (cf. figure 3).

4 Comparaison des résultats obtenus

Afin de vérifier la cohérence des deux approches, les méthodes ont été confrontées à vitesse constante puis à vitesse variable. Les caractéristiques dynamiques de la pièce sont données sur le tableau 1, les paramètres de l'usinage sont présentés en partie 6. La semi-discrétisation fournit juste une information sur la stabilité, alors que la simulation temporelle fournit des informations sur tout l'historique de l'usinage. La détection de la stabilité par simulation temporelle est effectuée en suivant l'évolution de l'amplitude crête à crête du déplacement [4].

4.1 Étude à vitesse constante

La figure 2 (a) présente les lobes de stabilité obtenus par la semi-discrétisation. La figure 2 (b) (c) (d) (e) présente l'évolution de l'amplitude crête à crête du déplacement, obtenue par

simulation temporelle, pour quatre vitesses de rotation spécifiques.

Les graphes (b) et (d) montrent une évolution linéaire du déplacement, caractéristique d'un usinage stable. Par contre, les graphiques (c) et (e) présentent une partie linéaire, suivie d'un brusque décrochement lié au passage dans l'instabilité. La profondeur de passe liée à ce décrochement correspond à celle indiquée par les lobes (a). Dans un souci de lisibilité, seules quatre zones ont été présentées, mais on retrouve les résultats obtenus à vitesse constante par Peigné [5], les deux méthodes sont en adéquation. On constate également qu'en UGV un nouveau type de lobe peut intervenir : le flip lobe, qui correspond à la coupe d'une dent sur deux [5].

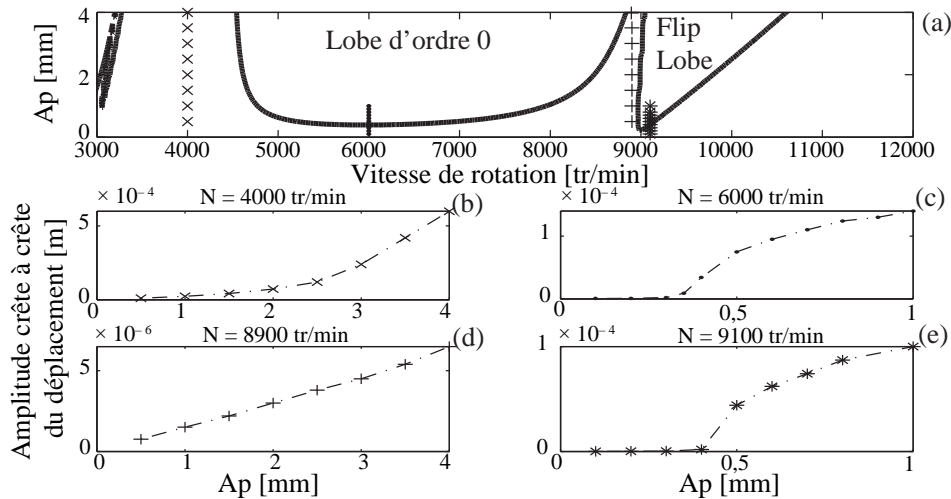


Fig. 2 : Comparaison des deux méthodes à vitesse constante.

4.2 Étude à vitesse variable

De la même façon, les deux approches ont été comparées à vitesse variable. Pour cela, les paramètres RVA et RVF ont été fixés. La semi-discrétisation fournit une information sur la stabilité asymptotique, c'est-à-dire, après plusieurs cycles de variation de vitesse. Si l'amplitude des vibrations diminue au fil des cycles, l'usinage est qualifié de stable. Afin de prendre en compte cet aspect, les résultats de la simulation temporelle ont été relevés après 4 périodes de variation, soit environ après 9 s d'usinage.

La figure 3 (f) présente les lobes de stabilité à vitesse variable. Les graphiques (g) (h) (i) (j) issus de la simulation temporelle possèdent tous une partie linéaire, puis un décrochement marquant le passage dans l'instabilité. Ce décrochement correspond bien au franchissement de la limite de stabilité présentée sur les lobes à vitesse variable en (f). Sur le graphique (j), la profondeur de passe limite se situe vers 2,5 mm, les lobes donnant un Ap de 3 mm. Cette légère différence peut s'expliquer par le nombre limité de cycles pris en compte dans la simulation temporelle.

Les deux approches sont cohérentes à vitesse variable pour un couple (RVA, RVF). La semi-discrétisation permet en pratique de tracer beaucoup plus rapidement les lobes de stabilité que la simulation temporelle. Dans la suite de cette étude, nous allons utiliser uniquement cette méthode.

La figure 3 (f) présente également les lobes à vitesse constante. Par exemple, pour une profondeur de passe de 2 mm et une vitesse de rotation de 9100 tr/min, un usinage instable à vitesse constante peut être stabilisé par une variation de vitesse. Par contre, à 8900 tr/min un usinage stable peut être déstabilisé par une variation de vitesse. L'utilisation de cette méthode peut s'avérer délicate. Globalement, les lobes à vitesse variable sont au-dessus des lobes à vitesse constante, dans la zone du flip lobe. Dans la suite de l'étude, nous allons nous attacher à vérifier ce gain en UGV.

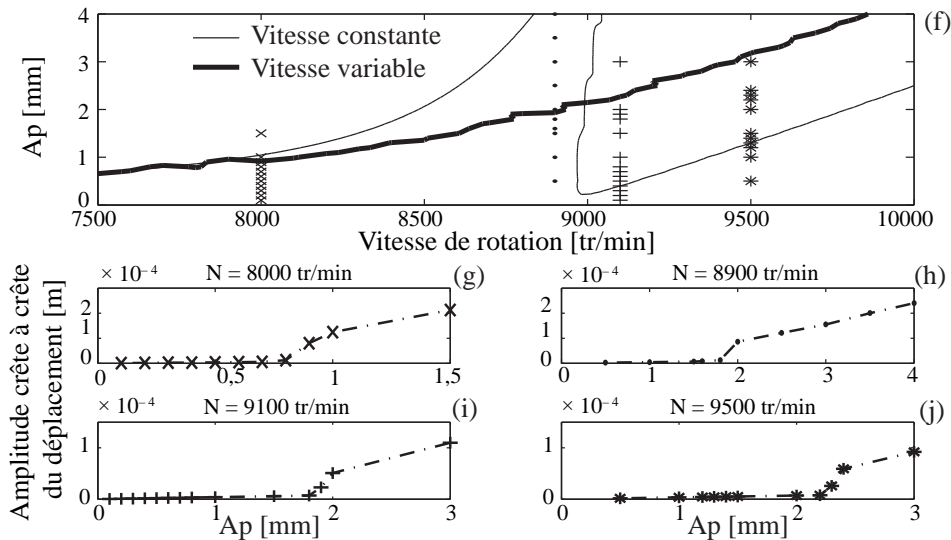


Fig. 3 : Comparaison des deux méthodes à vitesse variable avec $RVA = 0,3$ et $RVF = 0,003$.

5 Choix des paramètres optimum

L'usinage à vitesse variable étant sensible au choix des paramètres d'amplitude et de fréquence, il est nécessaire de balayer les différentes possibilités de variation. La figure 4 présente la profondeur de passe A_p maximale sans broutement en fonction de l'amplitude (en ordonnée) et de la fréquence (en abscisse) pour une vitesse de rotation moyenne de 9100 tr/min.

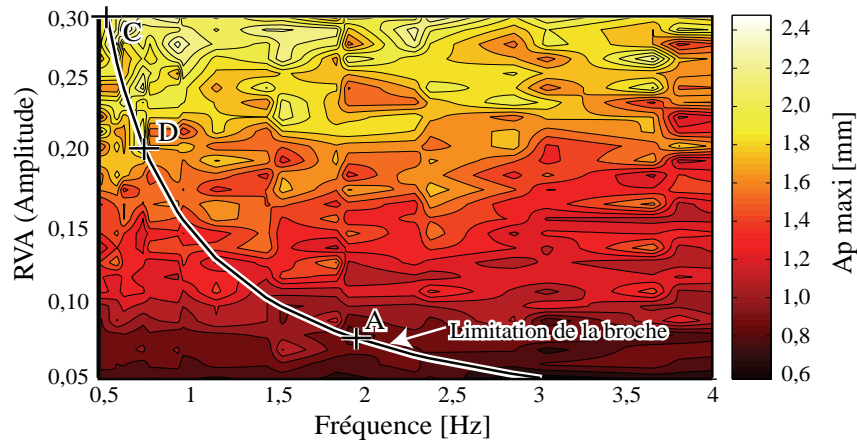


Fig. 4 : Étude paramétrique pour $N_0 = 9100$ tr/min et $A_e = 2$ mm.

À vitesse constante, le A_p maxi est d'environ 0,5 mm. Quels que soient les paramètres utilisés, la variation de vitesse permet toujours d'augmenter le A_p maxi dans le cas d'une instabilité de flip. Certaines zones optimales montrent même un gain calculé d'environ 500 %. Étonnamment, une grande fréquence de variation couplée avec une amplitude de variation faible n'apporte que peu de gain. Le paramètre le plus important étant l'amplitude de variation. Le graphique montre plusieurs zones localement optimales, il est alors possible d'atteindre ces zones tout en ayant une dynamique broche limitée. Dans notre cas, le point C correspond au maximum global atteignable avec notre broche, sachant que la puissance nécessaire à la coupe est négligeable ici par rapport à la puissance nécessaire à la variation.

Par rapport au potentiel de la variation de vitesse, le domaine exploitable par notre broche est limité. Une plus grande dynamique permettrait d'augmenter la fréquence de variation pour mieux exploiter ce tracé.

6 Étude expérimentale

Les essais d'usinage ont été effectués sur un centre d'usinage à grande vitesse (Huron, kx10). L'avance à la dent moyenne est de 0,1 mm/dent. L'outil est une fraise à plaquettes à 3 dents, de 25 mm de diamètre sans angle d'hélice. La consigne de vitesse de rotation de la broche est gérée par un sous-programme utilisant une fonction synchrone (Siemens, 840 D). Une pièce amovible en aluminium (2017A) est usinée en contournage avec un engagement radial (A_e) de 2 mm. Les coefficients de coupe (cf. tableau 1) sont issus de la bibliographie [6]. La figure 5 présente le montage, assimilable à un système à 1 DDL. L'outil est considéré comme infiniment rigide par rapport à la pièce, flexible dans la direction x . Les vibrations de la pièce ont été mesurées par un vélocimètre laser (Ometron, VH 300+). Un filtrage suivi d'une intégration numérique a permis d'en extraire les déplacements.

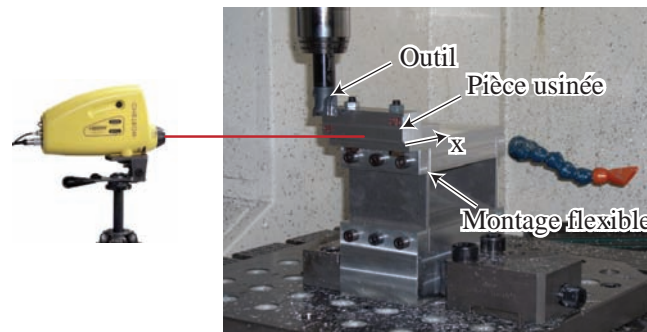


Fig. 5 : Montage expérimental à 1 degré de liberté.

Les caractéristiques dynamiques de la pièce ont été déterminées par sonnage (cf. tableau 1).

m [kg]	f_0 [Hz]	ξ [%]	K_T [MPa]	K_R [MPa]
1,637	222,5	0,50	700	140

Tab. 1 : Caractéristiques dynamiques du montage et coefficients de coupe.

6.1 Usinage à vitesse constante

Une série d'essais à vitesse constante a été effectuée afin de retrouver le comportement du système (cf. figure 6). Les essais stables sont marqués avec un cercle alors que les essais instables sont représentés par une croix. La limite de stabilité est clairement retrouvée pour les lobes classiques. Un maillage plus fin permet également de retrouver le flip lobe. Cette instabilité apparaît après le lobe d'ordre 0, et limite l'utilisation des lobes à vitesse constante en UGV.

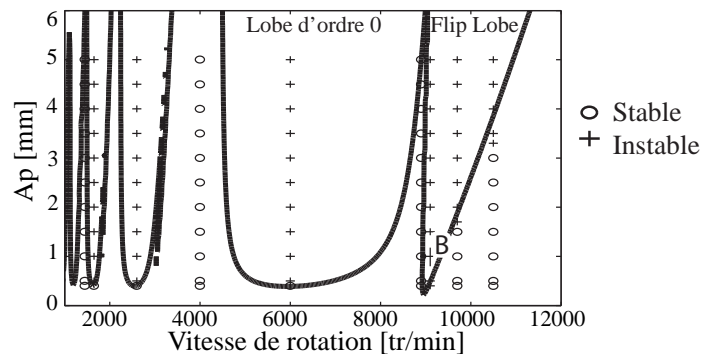


Fig. 6 : Validation expérimentale des lobes de stabilité à vitesse constante.

6.2 Usinage à vitesse variable

6.2.1 Usinage instable asymptotiquement

Dans cette partie, nous allons comparer deux usinages instables pour une profondeur de pas-

se de 1 mm et une vitesse de rotation moyenne de 9100 tr/min. La figure 7 présente la vitesse de rotation ainsi que le déplacement mesuré pour l'essai (A) à vitesse variable (cf. figure 4) et pour l'essai (B) à vitesse constante (cf. figure 6).

Dans le cas de l'usinage à vitesse variable, après environ deux périodes de variation, l'amplitude augmente très fortement, cet usinage est donc instable. Nous retrouvons les résultats présentés sur la figure 4. Par contre, dans le cas de l'usinage à vitesse constante (B), l'instabilité s'installe très rapidement, avec une amplitude très importante.

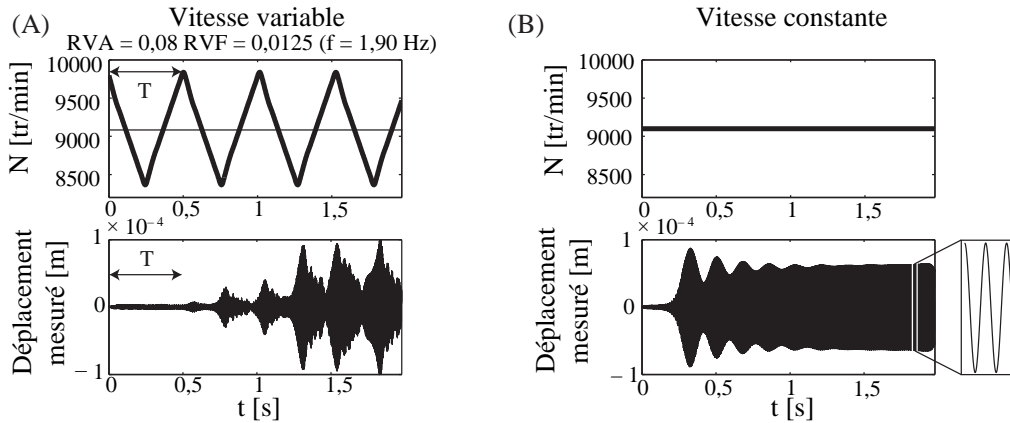


Fig. 7 : Comparaison entre deux usinages "instables" pour $A_p = 1$ mm et $N_0 = 9100$ tr/min.

La figure 8 présente l'état de surface généré sur les pièces. À vitesse constante, l'état de surface est homogène sur toute la pièce, le pas moyen du profil usiné est alors de 0,6 mm, avec un R_t de $3,7 \mu\text{m}$. L'usinage dans le flip lobe se caractérise par la coupe d'une dent sur deux. L'outil utilisé possédant un faux rond de l'ordre de $10 \mu\text{m}$, il laisse une seule marque par tour, soit un profil avec un pas de 0,3 mm. Dans ce cas bien précis, le pas de 0,6 mm correspond à une trace laissée tous les deux tours.

À vitesse variable, le profil usiné au début de l'usinage possède un pas d'environ 0,3 mm, avec un R_t de $1,6 \mu\text{m}$. Pour un usinage à vitesse de rotation variable, l'avance à la dent n'est pas constante, car la vitesse de déplacement des axes est constante. Le pas du profil correspond bien à l'état de surface purement géométrique sans vibration régénérative. Localement, il y a un gain sur l'état de surface. Par contre, lorsque l'amplitude des vibrations augmente l'état de surface est très fortement dégradé avec un R_t de $13,9 \mu\text{m}$, caractéristique d'un usinage instable. Il est possible de faire le lien entre le déplacement et la dégradation de l'état de surface [7].

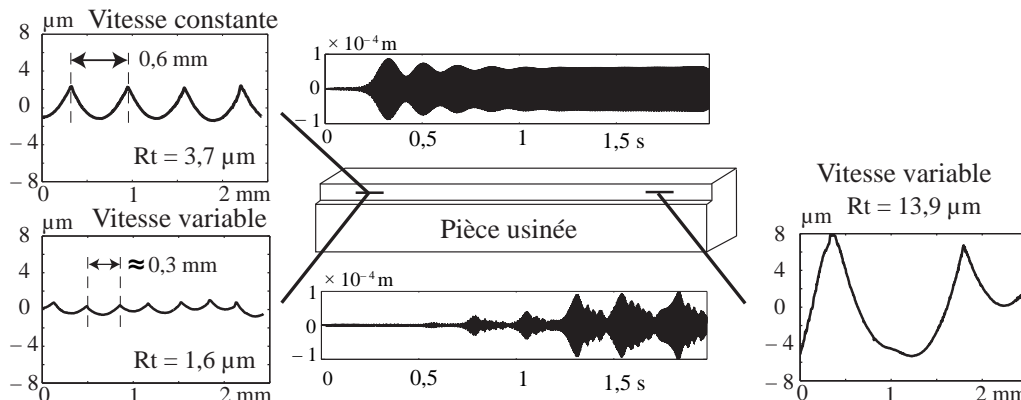


Fig. 8 : Comparaison de l'état de surface pour les usinages "instables" (A) et (B).

6.2.2 Usinage stable asymptotiquement

Dans ce paragraphe, nous allons utiliser les résultats de la partie 5, afin de réaliser des essais avec les meilleurs paramètres de variation. La figure 9 présente les résultats obtenus pour les

essais (C) et (D) (cf. figure 4). Ces deux usinages sont stables pour une vitesse de rotation moyenne de 9100 tr/min et une profondeur de passe de 2 mm.

L'essai (C) présente de fortes vibrations, qui dégradent localement l'état de surface. Cette mise en vibration de la pièce ne correspond pas au passage dans les lobes. Ce sont plus des vibrations transitoires que des vibrations liées au franchissement des lobes en quasi-statique. La longueur d'usinage de 90 mm ne permet pas d'effectuer une période complète de variation.

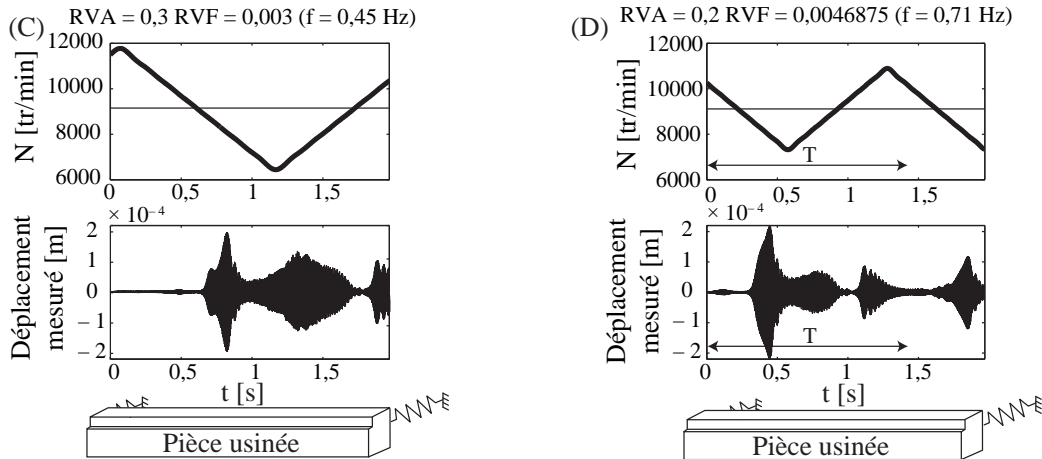


Fig. 9 : Deux usinages stables "à l'infini" avec $A_p = 2$ mm et $N_0 = 9100$ tr/min.

Tout en limitant un peu l'amplitude de variation, l'essai (D) permet d'avoir une fréquence plus grande. Dans ce cas, l'usinage s'effectue pendant quasiment deux périodes. De la même façon, le premier cycle engendre de fortes vibrations transitoires qui dégradent l'état de surface. Par contre, l'amplitude du déplacement est nettement réduite lors de la deuxième période de variation. Nous retrouvons ici l'aspect asymptotique de la stabilité : après plusieurs cycles de variations. Ce phénomène transitoire est identique à celui constaté à vitesse constante, sauf que l'échelle de temps n'est pas la même. À vitesse constante, ce temps est de l'ordre de quelques coups de dent, alors qu'il est lié à la période de variation en usinage à vitesse variable.

Pour conclure, ces usinages "stables" ne sont pas vraiment intéressants en pratique, car la fréquence de variation est faible et induit des vibrations transitoires sur toute la pièce.

7 Conclusions et perspectives

Dans cet article, l'usinage à vitesse variable a été étudié dans un contexte d'UGV. À l'aide des résultats de simulation et des essais d'usinage, les points suivants ont été mis en exergue.

La simulation temporelle et la semi-discretisation sont deux approches différentes, permettant de modéliser aussi bien l'usinage à vitesse variable que l'usinage à vitesse constante. La comparaison des deux méthodes a montré une très bonne cohérence dans les résultats obtenus. L'amplitude de variation est le paramètre le plus influent (plutôt que la fréquence de variation). L'effet d'une variation de vitesse est toujours bénéfique sur le flip lobe. Par contre, elle a peu d'effet sur les premiers lobes (ici l'ordre zéro). Les essais ont permis de mettre en avant la différence entre stabilité asymptotique et stabilité réelle. Un usinage stable en variation de vitesse n'est pas forcément intéressant en pratique, inversement, un usinage instable peut localement laisser un état de surface acceptable. Une plus grande accélération de broche permettrait d'avoir une période de variation plus petite, permettant de limiter les vibrations transitoires. Les gains de productivité seraient alors intéressants en pratique, même si la puissance nécessaire serait considérable.

En perspective, il nous reste à explorer plus largement les variations envisageables par simulation (gamme de fréquences, accélérations, etc.). Il serait également intéressant de préciser l'influence d'autres formes de variation (sinusoïdale, carrée, etc.). Enfin, cette étude s'est foca-

lisée sur un montage expérimental simple, peu représentatif des structures réelles. L'application sur des parois minces pourrait permettre de faire apparaître d'autres phénomènes d'interaction et conduire à d'autres conclusions.

8 Références

- [1] S.A. TOBIAS, W. FISHWICK, 1958, *Theory of regenerative machine tool chatter*, Engineer, Vol. 205, p. 199-203 238-239.
- [2] Y. ALTINTAS, E. BUDAK, 1995, *Analytical prediction of stability lobes in milling*, Annals of the CIRP, Vol. 44, p. 357-362.
- [3] T. INSPERGER, G. STÉPÁN, J. TURI, 2008, *On the higher-order semi-discretizations for periodic delayed systems*, Journal of Sound and Vibration, Vol. 313, p. 334-341.
- [4] S. SMITH, J. TLUSTY, 1993, *Efficient simulation programs for chatter in milling*, Annals of the CIRP, Vol. 42, p. 463-466.
- [5] G. PEIGNÉ, M. ZATARAIN, O. GONZALO, T. INSPERGER, 2006, *Calcul des lobes de stabilité en fraisage : comparaison des méthodes existantes*, 4^e Assises Machines et Usinage Grande Vitesse, Aix-en-Provence, France.
- [6] F.J. CAMPA, S. SEGUY, L.N. LÓPEZ DE LACALLE, L. ARNAUD, G. DESSEIN, G. ARAMENDI, 2007, *Stable milling of thin-walled parts with variable dynamics*, 6th International Conference on High Speed Machining, Saint-Sébastien, Espagne.
- [7] S. SEGUY, G. DESSEIN, L. ARNAUD, 2008, *Surface roughness variation of thin wall milling, related to modal interactions*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 48, p. 261-274.
- [8] G.S. DUNCAN, M.F. TUMMOND, T.L. SCHMITZ, 2005, *An investigation of the dynamic absorber effect in high-speed machining*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 45, p. 497-507.
- [9] Y. ALTINTAS, S. ENGIN, E. BUDAK, 1999, *Analytical stability prediction and design of variable pitch cutters*, Transaction of the ASME, Journal of Manufacturing Science and Engineering, Vol. 121, p. 173-178.
- [10] T. TAKEMURA, T. KITAMURA, T. HOSHI, K. OKUSHIMA, 1974, *Active suppression of chatter by programmed variation of spindle speed*, Annals of the CIRP, Vol. 23, p. 121-122.
- [11] J.S. SEXTON, B.J. STONE, 1978, *The stability of machining with continuously varying spindle speed*, Annals of the CIRP, Vol. 27, p. 321-326.
- [12] J.S. SEXTON, B.J. STONE, 1980, *An investigation of the transient effects during variable speed cutting*, Journal of Mechanical Engineering Science, Vol. 22, p. 107-118.
- [13] T.C. TSAO, M.W. MCCARTHY, S.G. KAPOOR, 1993, *A new approach to stability analysis of variable speed machining systems*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 33, p. 791-808.
- [14] S. JAYARAM, S.G. KAPOOR, R.E. DEVOR, 2000, *Analytical stability analysis of variable spindle speed machining*, Transaction of the ASME, Journal of Manufacturing Science and Engineering, Vol. 122, p. 391-397.
- [15] E. AL-REGIB, J. NI, S.H. LEE, 2003, *Programming spindle speed variation for machine tool chatter suppression*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 43, p. 1229-1240.
- [16] T. INSPERGER, G. STÉPÁN, 2004, *Stability analysis of turning with periodic spindle speed modulation via semidiscretization*, Journal of Vibration and Control, Vol. 10, p. 1835-1855.
- [17] S. SASTRY, S.G. KAPOOR, R.E. DEVOR, 2002, *Floquet theory based approach for stability analysis of the variable speed face-milling process*, Transaction of the ASME, Journal of Manufacturing Science and Engineering, Vol. 124, p. 10-17.
- [18] Y. ALTINTAS, P.K. CHAN, 1992, *In-process detection and suppression of chatter in milling*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 32, p. 329-347.
- [19] I. BEDIAGA, I. EGAÑA, J. MUÑOA, 2006, *Reducción de la inestabilidad en cortes interrumpidos en fresado a alta velocidad mediante variación de la velocidad del husillo*, XVI Congreso de Máquinas-Herramienta y Tecnologías de Fabricación, Saint-Sébastien, Espagne.