



**HAL**  
open science

# Identification d'un modèle d'efforts de coupe mécanistique et application dans le cas d'un contournage de cuivre pur

Sébastien Campocasso, Florent Trapet, Jean-Philippe Costes, Guillaume Fromentin, Stéphanie Bissey-Breton, Gérard Poulachon

## ► To cite this version:

Sébastien Campocasso, Florent Trapet, Jean-Philippe Costes, Guillaume Fromentin, Stéphanie Bissey-Breton, et al.. Identification d'un modèle d'efforts de coupe mécanistique et application dans le cas d'un contournage de cuivre pur. 7ème Conférence Machines et Usinage à Grande Vitesse, Oct 2012, Saint-Etienne, France. 10 p. hal-00803342

**HAL Id: hal-00803342**

**<https://hal.science/hal-00803342>**

Submitted on 21 Mar 2013

**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.



## Identification d'un modèle d'efforts de coupe mécanistique et application dans le cas d'un contournage de cuivre pur

**S. Campocasso<sup>a\*</sup>, F. Trapet<sup>a</sup>, J.-P. Costes<sup>a</sup>, G. Fromentin<sup>a</sup>,  
S. Bissey-Breton<sup>b</sup>, G. Poulachon<sup>a</sup>**

<sup>a</sup> *Arts et Métiers ParisTech, Laboratoire Bourguignon des Matériaux et Procédés,  
EA 3633, Rue Porte de Paris, 71250 Cluny, France  
E-mail : sebastien.campocasso@ensam.eu.*

<sup>b</sup> *CEA, DAM, Valduc, 21120 Is-sur-Tille, France – E-Mail: stephanie.breton@cea.fr.*

**Résumé :** L'obtention des caractéristiques des pièces usinées ainsi que la bonne maîtrise du procédé d'usinage sont liées aux efforts de coupe. De nombreux modèles d'efforts de coupe ont déjà été développés, mais ils sont souvent appliqués dans le cas d'opérations d'usinage élémentaires (coupe orthogonale ou oblique), ce qui limite leur utilisation à la communauté scientifique. La méthode de discrétisation d'arête permet de généraliser les applications de ces modèles à des géométries d'outils plus complexes. Néanmoins, les applications restent généralement limitées à des opérations d'usinage simples (chariotage, dressage, fraisage flanc...) plutôt éloignées des besoins industriels. D'autre part, les modèles mécanistiques sont généralement critiqués car nécessitant d'être calibrés à partir d'un trop grand nombre d'essais. La présente étude propose de minimiser le nombre d'essais nécessaires à l'identification. Pour cela, les coefficients d'un modèle mécanistique ont été estimés par identification inverse, à partir de différents nombres d'essais de chariotage. Le modèle ainsi identifié est comparé, pour chaque couple de coefficients, à des essais couvrant une large plage de conditions de coupe. Ce modèle est ensuite appliqué dans le cas d'une opération de contournage. Les résultats obtenus par modélisation à partir de la trajectoire théorique, mais aussi de la trajectoire mesurée à vide sur la machine, sont comparés avec les efforts mesurés lors de l'opération de contournage.

**Mots-clés :** efforts de coupe ; discrétisation d'arête ; modèle mécanistique ; épaisseurs coupées ; identification inverse ; contournage ; trajectoire ; mesure des positions ; plaquettes rondes ; Cu-OFE.

## 1 Introduction

La prédiction de la tenue en service des pièces (tenue en fatigue, résistance à la corrosion...) est un des enjeux majeurs de la recherche en mécanique. La prise en compte des procédés de fabrication, via l'historique thermo-mécanique subi par la pièce, est une des clés de la réussite de ces modèles prédictifs.

La modélisation des efforts de coupe en usinage est donc un des chaînons essentiels à la réussite de la démarche globale de modélisation. En effet, les efforts impactent les caractéristiques de la pièce usinée (géométrie, état de surface, intégrité matière, réactivité chimique de surface...) et doivent être estimés pour avoir une bonne maîtrise du procédé (vibrations, bridage...). L'objectif est de pouvoir adapter les conditions de coupe, comme l'avance (Fussell et al., 2001) ou la surépaisseur d'usinage, à partir des efforts calculés afin d'obtenir les caractéristiques souhaitées de la pièce.

Dans un cadre industriel, l'utilisation de plaquettes rondes permet d'accroître la productivité (vitesse d'avance plus importante pour un état de surface identique). De plus, le copeau est évacué loin de la pièce sans qu'il n'y ait besoin d'introduire d'inclinaison d'arête. Toutefois, ce type de plaquettes génère un effort radial plus important, ce qui favorise les vibrations, et l'épaisseur coupée – généralement faible – peut conduire à un écrouissage important de la surface (Sandvik, 1994).

Dans le cas d'un usinage avec plaquettes rondes ou plus généralement dans le bec, il est donc intéressant de disposer de modèles d'efforts de coupe afin de simuler dans un second temps le comportement vibratoire ou, plus localement, l'intégrité de surface.

De nombreux modèles d'efforts de coupe ont déjà été développés, mais ils sont souvent appliqués dans le cas d'opérations d'usinage élémentaires (coupe orthogonale ou oblique), ce qui limite leur utilisation à la communauté scientifique.

La méthode de discrétisation d'arête permet de généraliser les applications de ces modèles à des géométries d'outils plus complexes. Néanmoins, les applications en coupe tridimensionnelle restent généralement limitées à des opérations d'usinage simples (chariotage, dressage, fraisage flanc...) plutôt éloignées des besoins industriels. Enfin, le nombre d'essais nécessaires au recalage d'un modèle d'efforts est généralement considéré comme pénalisant, mais le nombre d'essais minimal nécessaire à l'identification est rarement indiqué dans la littérature.

La présente étude cherche à minimiser le nombre d'essais nécessaires à l'identification d'un modèle d'efforts de coupe de type mécanistique. Les paramètres du modèle ont été calculés de manière directe à partir d'essais de coupe orthogonale ainsi qu'à partir d'essais de chariotage par identification inverse.

Enfin, l'application du modèle dans le cas d'une opération de contournage ouvre des perspectives intéressantes quant à une utilisation des modèles d'efforts en milieu industriel.

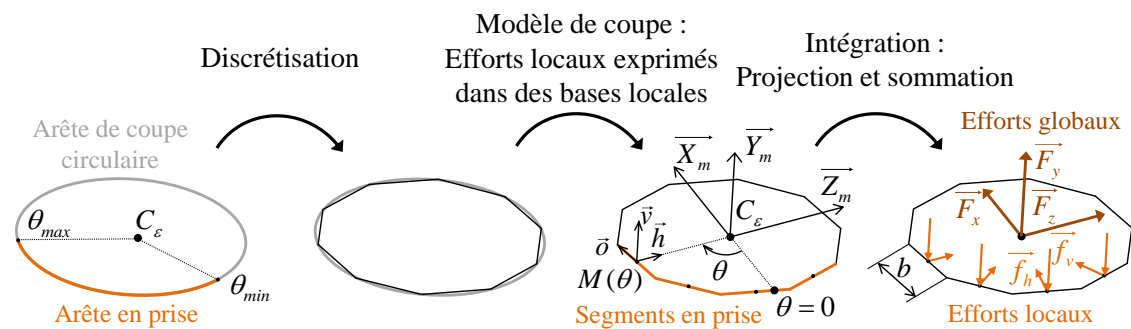
## 2 Modélisation des efforts de coupe par discrétisation d'arête

### 2.1 Méthode de discrétisation d'arête

Parmi les paramètres influant sur les efforts de coupe, il a été montré que la largeur de coupe  $b$  intervient de manière linéaire (Sabberwal, 1961). Grâce à cette constatation, les efforts globaux peuvent être considérés comme étant la somme de contributions élémentaires appliquées le long de l'arête de coupe (Armarego et Cheng, 1972).

Il est ainsi possible de discrétiser une arête de coupe en segments, puis d'appliquer localement un modèle d'efforts de coupe dépendant de variables locales, et enfin de calculer les efforts globaux appliqués sur l'outil par sommation (Fig. 1). La sommation suppose donc que chaque opération de coupe élémentaire sur un segment est indépendante des opérations voisines. Cette hypothèse d'indépendance des segments est correcte si les courbures de l'arête et de la face de coupe sont faibles (Armarego et Cheng, 1972).

**Figure 1** Principe de la discrétisation d'arête appliquée à une arête circulaire.



## 2.2 Modèles d'efforts mécanistiques

Les modélisations dites mécanistiques ont pour objectif de modéliser les efforts le plus simplement possible à partir de constatations expérimentales, afin de permettre une utilisation rapide du modèle identifié même si le domaine de validité du modèle s'en trouve réduit.

Le modèle local classiquement utilisé est appliqué dans la base notée  $(\vec{o}, \vec{v}, \vec{h})$  d'après la définition donnée par Lapujoulade et Khellouki (2003). Cette base peut être qualifiée de pseudo-globale car elle tient compte de la direction de l'arête de coupe mais pas de la géométrie de coupe locale, l'orientation étant donnée par le plan de référence  $P_r$ .

Ce modèle fait intervenir un effort linéique  $\vec{f}_v$  parallèle à  $\vec{V}_c$  et un second effort  $\vec{f}_h$  inclus dans  $P_r$  et perpendiculaire à l'arête de coupe, comme indiqué à la Fig. 1. Ces deux efforts sont calculés à partir de l'épaisseur coupée locale  $h$  par une loi affine (Eq. (1)) (Armarego et Epp, 1970). Les coefficients sont notés  $K_{ci}$  et  $k_{ei}$  (avec  $i = v$  ou  $h$ ) et sont couramment analysés comme représentant respectivement l'effet de la coupe (*cutting*) et de l'arête (*edge*) (Armarego et Whitfield, 1985).

$$f_i = (K_{ci} h + k_{ei}) \quad \text{avec } i = v \text{ ou } h \quad (1)$$

$f_v, f_h$  : Efforts linéiques locaux (N/mm)

$h$  : Epaisseur coupée locale (mm)

$K_{cv}, K_{ch}$  : Coefficients du modèle à identifier (N/mm<sup>2</sup>)

$k_{ev}, k_{eh}$  : Coefficients du modèle à identifier (N/mm)

Des essais de coupe orthogonale permettent de valider la forme du modèle – pour des épaisseurs coupées importantes par rapport à  $r_\beta$  – et de calculer les coefficients directement par régression (Armarego et Epp, 1970). Ce modèle a depuis été largement réutilisé, notamment pour des études de simulation vibratoire car la linéarité facilite la résolution des problèmes dynamiques (Altintas, 2000). Néanmoins, la non prise en compte de la géométrie de coupe donne peu de sens physique au modèle.

A partir de ce modèle, Armarego et Whitfield (1985) proposent de créer des banques de données de coefficients déterminés par des essais de coupe orthogonale et dépendants du matériau usiné et de la géométrie locale de l'outil. Cette proposition a ensuite été reprise dans le concept de Couple Arête-Matière (Bissey, 2005) : un modèle de coupe est utilisable pour un matériau et un type d'arête donnés. Le modèle local peut ensuite être utilisé pour toute technique d'usinage via un module de transformation géométrique (Armarego et Whitfield, 1985) ; la représentation géométrique des outils constitue donc une des clés de la modélisation des efforts en coupe tridimensionnelle.

### 2.3 Modélisation géométrique des opérations d'usinage

Toute opération d'usinage peut-être modélisée géométriquement par des matrices homogènes : une matrice représentant les mouvements des axes de la machine, une deuxième exprimant la mise en position de la plaquette sur le corps d'outil et enfin une matrice décrivant la géométrie de la plaquette (forme de l'arête et géométrie locale).

Dans le cas du tournage 2 axes, la première matrice ne fait intervenir que les deux translations  $x_m$  et  $z_m$  et s'écrit simplement selon l'Eq. (2) ; les conventions pour ces axes sont données par la norme ISO 841 (ISO, 2004).

La modélisation des outils de tournage à plaquettes rondes par matrices homogènes a déjà été traitée de manière exhaustive (Campocasso et al., 2011) ; la présente étude utilise ce principe mais se limite à la base locale  $(\vec{o}, \vec{v}, \vec{h})$ . Dans le cas d'un contournage avec correction du rayon d'outil normale au profil, la trajectoire correspond au déplacement du centre de la plaquette  $C_\varepsilon$  (Fig. 1).

$$\mathcal{M}_{Trajectoire} = \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 & x_m(k) \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & z_m(k) \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \quad (2)$$

$x_m, z_m$  : Positions des axes de déplacement  $\vec{X}_m$  et  $\vec{Z}_m$  de la machine au  $k$ -ième tour (mm)

Une des particularités de ce type de plaquettes est que l'épaisseur coupée évolue le long de l'arête, comme cela peut également être le cas lors de l'usinage dans le bec.

L'épaisseur coupée maximale sur l'arête en prise  $h_{max}$  dépend de l'avance  $f$ , de la profondeur de passe  $a_p$  et du rayon de bec  $r_\varepsilon$  de l'outil (Eq. (3)). Le paramètre  $h_{max}$  peut être considéré comme étant caractéristique de l'opération d'usinage car la valeur de l'avance n'est pas significative dans ce cas.

$$h_{max} = r_\varepsilon - \sqrt{(\sqrt{r_\varepsilon^2 - (r_\varepsilon - a_p)^2} - f)^2 + (r_\varepsilon - a_p)^2} \quad (3)$$

$h_{max}$  : Epaisseur coupée maximale (mm)

Dans le cas d'une plaquette sans inclinaison d'arête (arête contenue dans  $P_r$ ), il est possible de calculer analytiquement l'arc en prise  $\theta_{prise}$  (Eq. (4)) et l'épaisseur coupée  $h$  en fonction de l'angle polaire  $\theta$  (défini à la Fig.1) lors d'un chariotage (Eq. (5)). Cela permet de réduire les temps de calcul notamment lorsque des algorithmes d'identification inverse sont utilisés.

$$\theta_{prise} = \theta_{max} - \theta_{min} \quad \text{avec} \quad \theta_{max} = \arccos\left(\frac{r_\varepsilon - a_p}{r_\varepsilon}\right) \quad \text{et} \quad \theta_{min} = \arcsin\left(\frac{-f}{2r_\varepsilon}\right) \quad (4)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} \text{Si } \theta < \theta_{h_{max}} : \quad h(\theta) = r_\varepsilon + f \sin(\theta) - \sqrt{r_\varepsilon^2 - f^2 \cos^2(\theta)} \\ \text{Si } \theta > \theta_{h_{max}} : \quad h(\theta) = r_\varepsilon - \frac{r_\varepsilon - a_p}{\cos(\theta)} \\ \text{avec } \theta_{h_{max}} = \arccos\left(\frac{r_\varepsilon - a_p}{r_\varepsilon - h_{max}}\right) \end{array} \right. \quad (5)$$

### 3 Etude expérimentale

Deux types d'essais ont été réalisés pour cette étude : des essais de coupe orthogonale et des essais de chariotage en coupe dite tridimensionnelle ( $h$  variant le long de l'arête en prise) sur du cuivre pur Cu-OFE recuit. Les mesures d'efforts de coupe ont été réalisées à l'aide d'une platine dynamométrique Kistler 9121, d'un amplificateur de charge Kistler 5019A et d'une carte d'acquisition National Instrument PCI-6221 à une fréquence de 1000 Hz.

Les essais de coupe orthogonale ont été réalisés en usinant longitudinalement des tubes à l'aide d'une plaquette Sandvik VCGX160404-AL H10 (seule l'arête rectiligne est en prise) montée sur un porte-outil Arno SVJCL2020K16 modifié afin d'obtenir un angle de direction d'arête  $\kappa_r$  de 90° (Fig. 2).

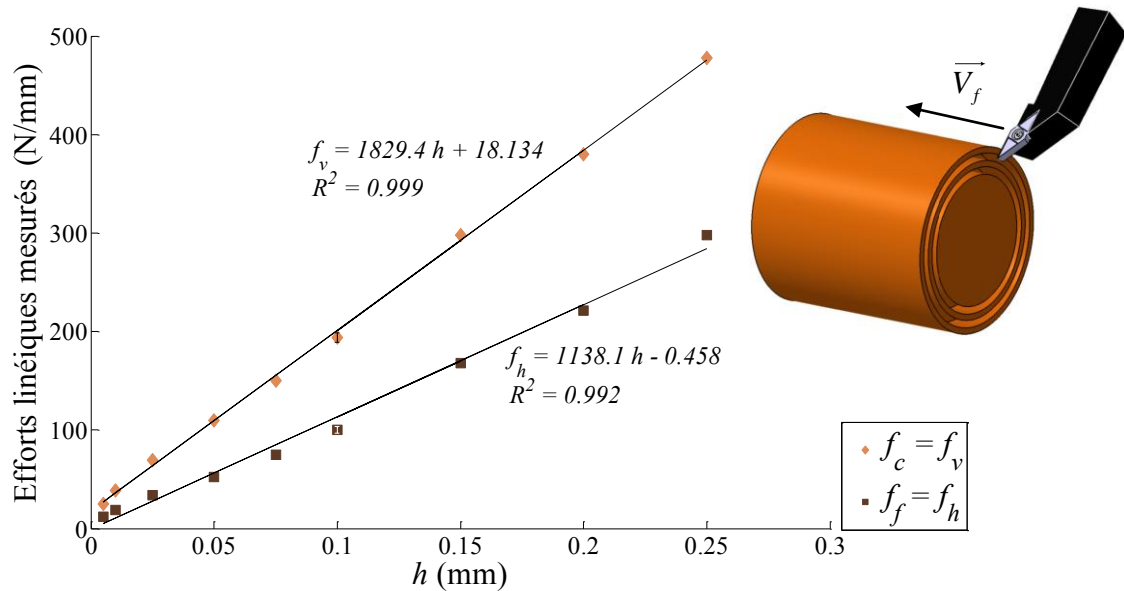
Lors de ces essais, l'épaisseur coupée  $h$  varie de 0,005 mm à 0,25 mm pour une largeur de coupe  $b$  de 3 mm et une vitesse de coupe de 250 m/min. L'usinage a été réalisé sous micro-pulvérisation d'huile Total Valona MQL 3046. Les efforts linéiques mesurés expérimentalement sont donnés à la Fig. 2 en fonction de  $h$  ; la répétabilité est de l'ordre de 5 % pour  $h = 0,1$  mm.

Concernant les essais de chariotage, une plaquette ronde Sandvik RCGX1204M0-AL H10 et un porte-outil Sandvik SRDCL2525M12 modifié (20 mm d'épaisseur) ont été utilisés. Dans le cadre de cette étude, l'hypothèse d'indépendance des segments est acceptable compte-tenu du grand rayon de bec.

De plus, les géométries locales de coupe des plaquettes VCGX et RCGX utilisées ont été contrôlées et sont relativement proches (angle de taillant  $\beta_n = 66^\circ$ , longueur de la face de coupe  $L_\gamma = 1$  mm et rayon d'arête  $r_\beta = 12 \mu\text{m}$  pour les plaquettes rhombiques et  $16 \mu\text{m}$  pour les plaquettes rondes) ; les arêtes sont donc identiques au sens du Couple Arête-Matière. Ces mesures ont été réalisées par palpation à l'aide d'un profilomètre

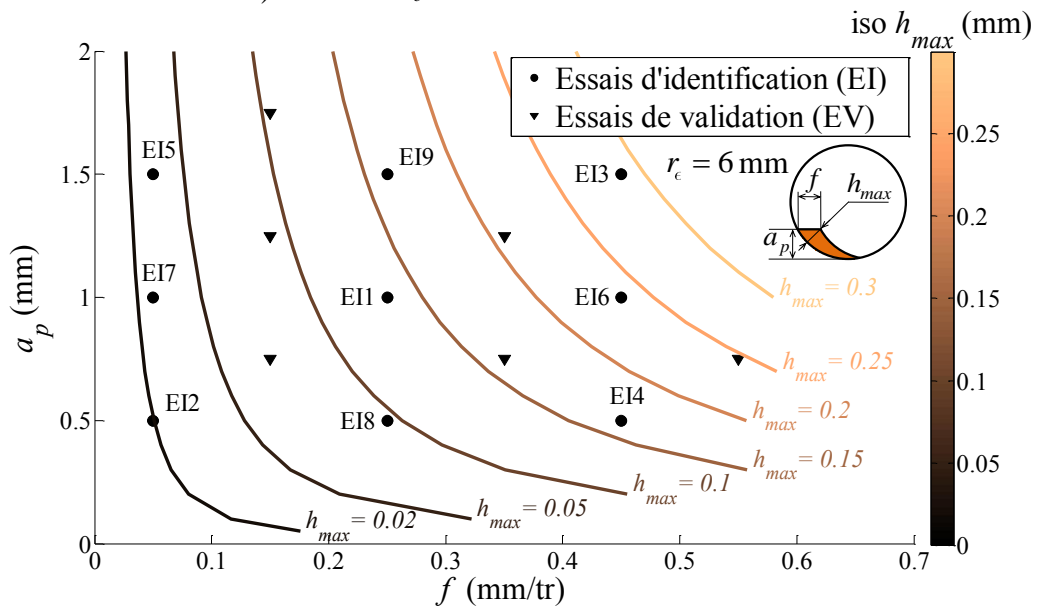
Somicronic Surfscan 3D ainsi que par reconstruction photogrammétrique (logiciel Alicona Mex) à partir d'images obtenues en microscopie électronique à balayage.

**Figure 2** Efforts linéiques mesurés en coupe orthogonale sur tube à  $V_c = 250$  m/min (arête rectiligne d'une plaquette VCGX160404-AL H10 en prise).



Les essais de chariotage sont répartis en deux catégories : neuf essais d'identification (EI) et six essais de validation (EV) permettant de tester le modèle en interpolations et en extrapolations (Fig. 3). L'avance  $f$  et la profondeur de passe  $a_p$  varient dans une large plage permettant de tester des conditions de coupe allant de la finition à l'ébauche.

**Figure 3** Plan d'essais de coupe tridimensionnelle (chariotage avec plaquette RCGX1204M0-AL H10) réalisé à  $V_c = 250$  m/min.



#### 4 Identification des coefficients du modèle et comparaison des résultats

Les coefficients du modèle de l'Eq. (1) ont tout d'abord été calculés par régression (identification dite directe car ne nécessitant pas la discrétisation de l'outil) à partir des efforts linéiques mesurés en coupe orthogonale donnés à la Fig. 2.

Puis ces valeurs ont été utilisées en tant que valeurs initiales dans un algorithme d'identification inverse de type algorithme du gradient à pas optimal. La dérivée de la fonction de coût à minimiser étant linéaire vis-à-vis des coefficients, il n'est pas nécessaire de recourir à des algorithmes plus complexes comme les algorithmes génétiques par exemple (Rivière-Lorphèvre, 2007). La fonction de coût (critère) utilisée pour l'identification inverse est la somme des écarts au carré (entre efforts calculés et efforts mesurés) pour les trois efforts globaux ( $F_c$ ,  $F_f$  et  $F_p$ ) ; les écarts sont soit absolus (EA) soit relatifs. Le premier critère a tendance plus que le second à favoriser les essais à forte épaisseur coupée lors de l'identification.

Les essais utilisés pour calculer le critère sont choisis parmi les 9 essais d'identification (EI) de la manière suivante (cf. Fig. 3 et Tab. 1) : tous les essais, 5 essais (EI1 à 5), 3 essais (EI1 à 3) et 2 essais (EI2 et EI3). En effet, pour le modèle retenu à quatre coefficients (Eq. (1)), il est théoriquement possible d'identifier les coefficients à partir de deux essais d'identification.

La comparaison des résultats donnés par ces différentes identifications peut donc permettre de déterminer un nombre minimal d'essais à réaliser pour permettre l'identification. Ces résultats sont présentés dans la Tab. 1. Afin de synthétiser les résultats, les modèles identifiés sont uniquement comparés en fonction de l'écart relatif maximal et de l'écart relatif moyen obtenus lors de la simulation des 9 essais d'identification et des 6 essais de validation pour les trois efforts ( $F_c$ ,  $F_f$  et  $F_p$ ). Les simulations ont été réalisées avec l'arête en prise discrétisée en 150 segments.

**Table 1** Comparaison des résultats d'identification du modèle en fonction de la méthode (identification directe (ID) ou inverse), du critère (écarts absolus (EA) ou relatifs) et du nombre d'essais d'identification considéré (9, 5, 3, et 2 essais).

Méth.	Crit.	Essais	$K_{cv}$ (N/mm <sup>2</sup> )	$k_{ev}$ (N/mm)	$K_{ch}$ (N/mm <sup>2</sup> )	$k_{eh}$ (N/mm)	Max EI (%)	Moy EI (%)	Max EV (%)	Moy EV (%)
ID	EA	-	1829	18	1138	0	56	22	48	16
Id. inverse	Ecart Relatifs	EI1 à 9	1524	27	851	12	42	13	38	13
		EI1 à 9	1595	23	939	13	36	13	32	13
		EI1 à 5	1606	22	938	13	36	13	32	13
		EI1 à 3	1592	21	908	13	38	13	35	13
		EI2 et 3	<b>1555</b>	<b>21</b>	<b>897</b>	<b>13</b>	<b>39</b>	<b>13</b>	<b>35</b>	<b>13</b>

L'identification avec seulement deux essais (les extrêmes ayant les plus faibles et fortes épaisseurs coupées) donne des erreurs du même ordre que l'identification utilisant tous les essais (Tab. 1). Il faut noter que si l'effort  $F_f$  n'est pas pris en compte (quatre à sept fois plus faible que  $F_c$  et deux à quatre fois inférieur à  $F_p$ ), l'erreur maximale est de 20 % pour l'identification utilisant deux essais. Ce modèle (en gras dans la Tab. 1) est celui retenu pour l'application au contournage présentée dans la partie suivante.



## 5 Application du modèle d'efforts à une opération de contournage

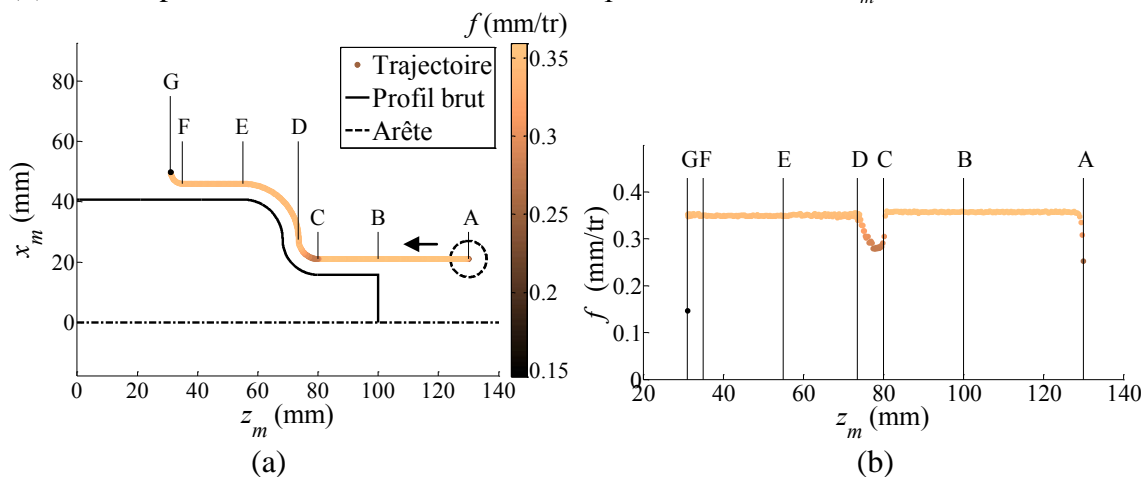
Des études traitant de la modélisation des efforts de coupe en tournage ont déjà cherché à comparer les résultats obtenus lors de contournages comme celle de Reddy et al. (2000). Toutefois, le modèle proposé utilise des coefficients spécifiques de coupe et rend donc moins bien compte de la géométrie qu'un modèle discrétisé. De plus, la trajectoire utilisée est théorique.

L'application en contournage (Fig. 4 (a)) s'inspire de la géométrie proposée par Reddy et al. (2000) ; mais en plus de la trajectoire théorique, la trajectoire mesurée à vide est également utilisée. Cela permet de prendre en compte la dynamique de la machine sans avoir à la modéliser et ne nécessite qu'une courte immobilisation de la machine.

La machine utilisée est un tour Somab Transmab 400 muni d'un directeur de commande numérique NUM1060 – avec une erreur d'asservissement tolérée sur les trajectoires circulaires réglée à  $50\ \mu\text{m}$  – et dont les axes de déplacement linéaires ont une vitesse maximale de  $20\ \text{m/min}$  et une accélération maximale de  $4\ \text{m/s}^2$ .

Les positions des axes de la machine ont été mesurées à partir des signaux des règles linéaires Heidenhain LF401C (en sortie d'interpolateur EXE612). Pour cela, des cartes d'acquisition National Instrument 9401 couplées à un châssis c-DAQ9188 ont été utilisés afin de réaliser le comptage à une fréquence de  $100\ \text{kHz}$ .

**Figure 4** (a) Trajectoire mesurée du centre de la plaquette et profil théorique du brut ; (b) Avance par tour mesurée en fonction de la position sur l'axe  $\vec{Z}_m$ .



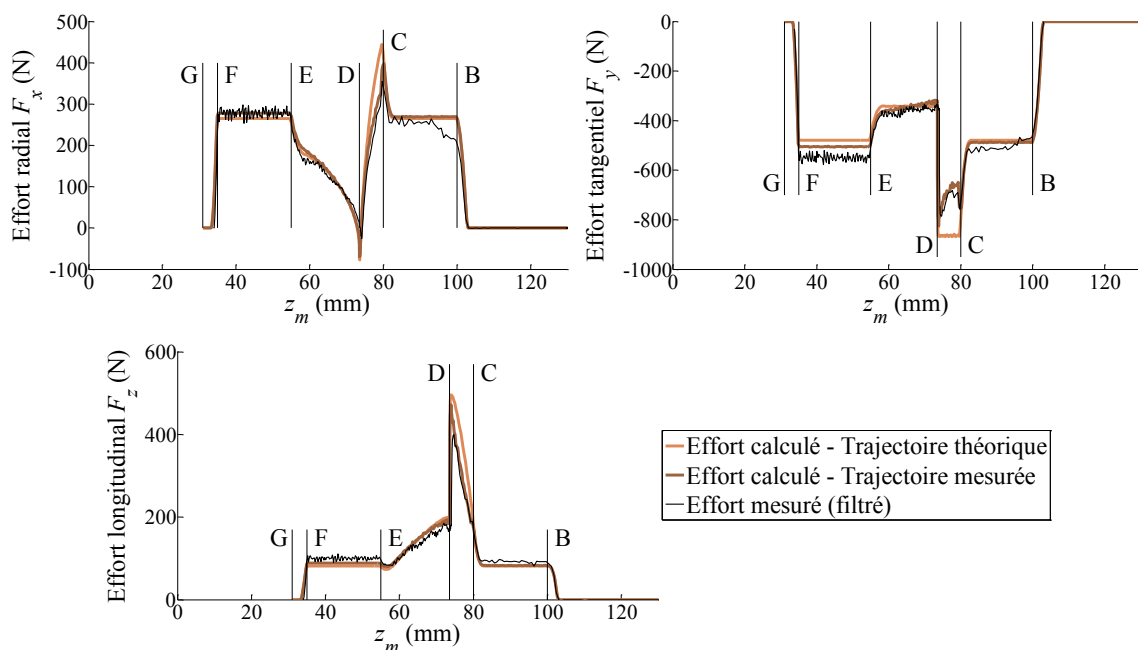
Les essais ont été réalisés à  $V_c = 250\ \text{m/min}$  et  $f = 0,35\ \text{mm/tr}$  avec un diamètre variant de 30 à 80 mm ; la surépaisseur normale au profil est constante et vaut  $0,75\ \text{mm}$ . La vitesse d'avance programmée maximale est de  $928\ \text{mm/min}$ , ce qui est plutôt élevé pour une application de tournage, mais la méthodologie proposée est applicable à toutes les techniques d'usinage.

Pour ces conditions de coupe, les efforts  $F_c$ ,  $F_f$  et  $F_p$  calculés en chariotage valent respectivement 479, 80 et 265 N pour des valeurs de 497, 110 et 237 N mesurées lors des essais d'identification ; soit des écarts relatifs de -4, -27 et 12%.

Les efforts donnés à la Fig. 5 ont été calculés le long de la trajectoire à partir de l'épaisseur coupée calculée numériquement à chaque tour par des distances point-point entre l'arête de coupe et le profil brut obtenu au tour précédent.

Le profil à usiner contient deux arcs de cercle de rayon 12,5 mm. Lors de l'usinage de la partie concave (CD), l'engagement de l'outil est le plus important en théorie ( $h_{max} = 0,211$  mm contre 0,137 mm dans la partie convexe et 0,161 mm en chariotage) mais en pratique l'avance décroît à cause du faible rayon de la trajectoire (cf. Fig. 4) ce qui explique les différences obtenues lors de la simulation des efforts avec la trajectoire théorique et celle mesurée ( $0,164$  mm  $< h_{max} < 0,220$  mm dans la partie concave). Ces différences sont particulièrement visibles pour l'effort de coupe  $F_y$  et prouvent l'intérêt d'utiliser les positions mesurées à vide lorsque la vitesse d'avance est importante.

**Figure 5** Comparaison des efforts mesurés et calculés lors du contournage.



## 6 Conclusion

Le nombre d'essais nécessaires à l'identification peut donc être extrêmement réduit, même si celui-ci dépend du nombre de degrés de liberté du modèle à identifier. Malgré la simplicité du modèle utilisé, les simulations de contournage et les mesures sont assez bien corrélées et montrent l'efficacité de la méthode de discrétisation.

Cette étude offre donc des perspectives intéressantes d'un point de vue industriel tant en termes de réduction du nombre d'essais nécessaires à l'identification d'un modèle de coupe que par la prise en compte de la trajectoire mesurée à vide.

Néanmoins, le modèle local demande à être affiné afin de tenir compte de la géométrie de coupe ainsi que des effets d'échelle intervenant aux faibles épaisseurs coupées (où les plus grands écarts relatifs sont relevés). De plus, il semble nécessaire de prendre en compte la non indépendance des segments afin d'envisager d'appliquer la méthodologie à des plaquettes ayant de faibles rayons de bec.

## Références

- Altintas, Y. (2000) 'Manufacturing automation : Metal cutting mechanics, machine tool vibrations and CNC design', *Cambridge University Press*.
- Armarego, E.J.A and Epp, C.J. (1970) 'An investigation of zero helix peripheral up-milling', *Int. J. Mach. Tool Des. Res.*, Vol. 10, Iss. 2, pp.273-291.
- Armarego, E.J.A and Cheng, C.Y. (1972) 'Drilling with flat rake face and conventional twist drills, Part 1', *Int. J. Mach. Tool Des. Res.*, Vol. 12, Iss. 1, pp.17-35.
- Armarego, E.J.A and Whitfield, R.C. (1985) 'Computer based modelling of popular machining operations for force and power prediction', *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, Vol. 34, Iss. 1, pp.65-69.
- Bissey, S., (2005) 'Développement d'un modèle d'efforts de coupe applicable à des familles d'outils : Cas du fraisage des aciers traités thermiquement', *Thèse de doctorat*, ENSAM Cluny.
- Campocasso, S., Costes, J.P., Poulachon, G. and Perez-Duarte, A. (2011) 'Cutting forces modeling in finish turning of Inconel 718 alloy with round inserts', *Advanced Materials Research*, Vol. 223, pp.75-84.
- Fussell, B.K., Jerard, R.B., and Hemmelt, J.G. (2001) 'Robust feedrate selection for 3-axis NC machining using discrete models', *Transactions of the ASME*, Vol. 123, pp.214-224.
- International Organization for Standardization ISO (2004) 'Industrial automation systems and integration – Numerical control of machines – Coordinate systems and motion nomenclature', ISO 841.
- Lapujoulade, F., and Khellouki, A. (2003) 'Identification de lois de coupe en fraisage latéral à partir d'essais de tournage', *Proc. of Integrated Design and Production CPI2003*, Meknès, Maroc.
- Reddy, R.G., Kapoor, S.G., and DeVor, R.E. (2000) 'A mechanistic force model for contour turning', *J. Manuf. Sc. Eng.*, Vol. 122, Iss.3, pp.398-405.
- Rivière-Lorphèvre, E., de Arizon, J., Filippi, E. and Dehombreux, P. (2007) 'Cutting forces parameters evaluation in milling using genetic algorithm', *Proc. of the 10th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations*, Reggio Calabria, Italy, Vol. 1, pp.237-243.
- Sabberwal, A.J.P. (1961) 'Chip section and cutting force during the milling operation', *Annals of the CIRP*, Vol. 10, Iss. 3, pp.197-203.
- Sandvik Coromant (1994) 'Modern metal cutting '.