

Modélisation du comportement thermique d'un outil de fraisage : approche par identification de système non entier

Jean-Luc Battaglia, Haj Elmoussami, Ludivine Puigsegur

Laboratoire énergétique et phénomènes de transfert¹, École nationale supérieure d'arts et métiers, UMR CNRS 8508, Esplanade des arts et métiers, 33405 Talence cedex, France

Reçu le 3 juin 2002 ; accepté après révision le 1^{er} octobre 2002

Note présentée par Évariste Sanchez-Palencia.

Résumé

Nous présentons un dispositif expérimental de caractérisation du comportement thermique instationnaire d'un outil de fraisage. Ce dispositif est basé sur l'emploi de thermistances, une par plaquette. Chaque thermistance est disposée en un point peu éloigné de l'arête de coupe de la plaquette. Le flux de chaleur dans la plaquette est alors exprimée en fonction de la température à la thermistance par un modèle non entier liant ces deux températures. Les paramètres de ce modèle sont identifiés à partir des mesures de température au capteur et de flux lors d'essais transitoires. Une application montre la différence de comportement de chaque plaquette durant un essai réel au travers des flux estimés. *Pour citer cet article : J.-L. Battaglia et al., C. R. Mecanique 330 (2002) 857–864.*

© 2002 Académie des sciences/Éditions scientifiques et médicales Elsevier SAS

mécanique des solides numérique / outil de fraisage / température / flux de chaleur / méthode inverse / identification de système / dérivation non entière

Thermal modelling of a milling tool: a noninteger system identification approach

Abstract

In this work we present an experimental apparatus devoted to the thermal characterisation of a milling tool. The experimental device used thermistors, one for each insert. Each thermistor is located at a point in the tool close to the tip of the insert. The heat flux in each insert is expressed according to the temperature at the sensor from a non-integer model. The parameters of the model are identified from transient evolutions measurements of the temperature on the sensor and on the cutting edge. An application shows the difference in the behaviour of each insert during machining from the estimated heat fluxes. *To cite this article: J.-L. Battaglia et al., C. R. Mecanique 330 (2002) 857–864.*

© 2002 Académie des sciences/Éditions scientifiques et médicales Elsevier SAS

computational solid mechanics / milling tool / temperature / heat flux / inverse method / system identification / non-integer derivation

Abridged English version

The machining process by milling consists in removing material from a fixed workpiece with a tool being in rotation around its axis of revolution. The mechanical power provided during machining is supposed to be completely converted into heat. The high temperature on the cutting edge introduces undesirable effects on the tool life and on the machined surface quality. Our approach is based on an inverse method. The temperature measurement is achieved by thermistors, one per insert, embedded far from some millimeters to

Adresse e-mail : jlb@lept-ensam.u-bordeaux.fr (J.-L. Battaglia).

the cutting edge. The transient thermal behaviour model of the tool is obtained by the system identification approach. Measurements realised during the machining process show that the temperature at the sensor associated with its heated insert is only sensitive to the variation of the heat flux in each insert. Therefore, each {insert–sensor} system can be considered as monovariable. Obviously, that led us to significantly simplify the system identification procedure, given that the system is axially symmetric. Thereby, this procedure consists in estimating the parameters of a linear model expressing the heat flux in one of the inserts and the temperature of the associated sensor from measurements of these two quantities. The model is expressed from the successive derivatives of $1/2$ multiple orders of these two quantities in the form:

$$\sum_{i=0}^{M+1} \alpha_i D^{n_i/2} T_c(t) = \sum_{i=0}^M \beta_i D^{n_i/2} \phi(t)$$

The value of M essentially depends on the distance between the cutting edge and the sensor. This approach presents many advantages. First, the model does not require knowledge of the thermal properties such as thermal conductivity, thermal diffusivity, convection and radiation coefficients and thermal resistance, of the different parts of the system. It does not consider also as a constraint the complexity of the system morphology, given that different parts overlap others and the contact points are difficult to identify. It takes the same form even if heat transfer in the system is one, two or three-dimensional. Finally, it takes into account the influence of the sensor on the dynamical behaviour of the tool, given that the dimensions of one sensor are comparable to the distance from the cutting edge. On the other hand, this approach is well suitable to the resolution of the inverse problem in order to estimate the heat flux in the insert. In fact, the same sensor is used in the system identification procedure and in the inversion procedure. Thereby, there are no uncertainties concerning the location of the sensors in the system. If known boundary conditions, as the ambient temperature for example, remain constant between the system identification stage and the inversion stage, they do not appear in the model. Finally, in practice, the model is expressed from a weak number of parameters. This allows estimating the heat flux in each insert in the real time process using a sequential method. An application is presented that shows the difference in the behaviour of each insert during machining from the estimated heat fluxes.

1. Introduction

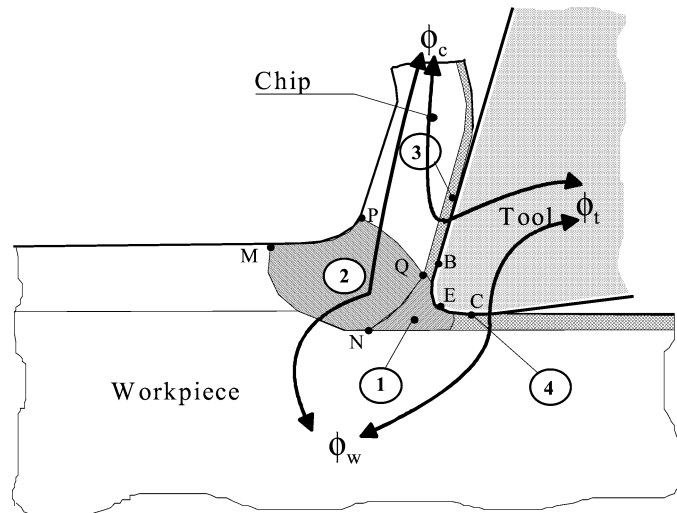
Le procédé d'usinage par fraisage consiste à enlever de la matière d'une pièce fixe à l'aide d'un outil en rotation autour de son axe de révolution, cet outil se déplaçant par translation dans le plan perpendiculaire à l'axe de la fraise. La puissance mécanique mise en œuvre durant l'usinage est supposée complètement dégradée sous forme de chaleur. La Fig. 1 donne une représentation schématique des différentes régions de production de chaleur et de répartition des flux lors de l'usinage. Notre étude concerne la caractérisation thermique d'un outil de fraisage, à savoir la détermination des conditions thermiques sur l'outil dans la zone de cisaillement.

Une approche classique utilisée en tournage, par Stephenson par exemple [1], consiste à utiliser le thermocouple naturel formé par la pièce et l'outil lorsqu'ils sont conducteurs de l'électricité. Cette mesure directe donne la valeur de la température moyenne à l'interface entre le matériau usiné (zone de cisaillement secondaire et zone en dépouille) et l'outil mais ne caractérise par le gradient de température important le long de la zone de frottement entre le copeau et l'outil et notamment la valeur de la température maximale. D'autre part, cette mesure n'est pas représentative de la température moyenne sur l'arête de coupe du fait de l'existence d'une résistance de contact glissant à l'interface.

La deuxième approche est basée sur la résolution du problème de conduction inverse de la chaleur dans l'outil. Cette approche nécessite la mesure de température en un, ou plusieurs points, proches de l'arête de coupe et d'un modèle du comportement thermique instationnaire de l'outil. A titre d'exemple en tournage, Groover et Kane [2] disposent deux thermocouples sous la plaquette et établissent un modèle liant la température moyenne sur l'arête de coupe à la température des deux thermocouples à partir d'une méthode

Figure 1. Représentation des différents termes sources de chaleur générés durant l'usinage. Zone 1 : zone morte, zone 2 : zone de cisaillement primaire, zone 3 : zone de cisaillement secondaire, zone 4 : zone de dépouille.

Figure 1. Heat sources generated during the machining process. Zone 1: dead zone, zone 2: primary shearing zone, zone 3: secondary shearing zone, zone 4: clearance zone.



nodale. Une démarche comparable, proposée par Lima et al. [3] et Chen et al. [4], utilise le modèle obtenu par discrétisation spatiale des équations aux dérivées partielles descriptives du phénomène de conduction de la chaleur dans l'outil à partir de la méthode des volumes finis ou des éléments frontières.

A notre connaissance, aucune étude n'a été réalisée dans le domaine de l'usinage par fraisage, et de façon générale dans tous les procédés mettant en jeu un mouvement de rotation de l'outil. Citons néanmoins les travaux de Lin [5] qui utilise une méthode inverse pour estimer le flux de chaleur dans la pièce usinée à partir d'une mesure de température par pyrométrie IR en un point de la surface usinée et d'un modèle du transfert de chaleur dans la pièce. Cependant, la température recalculée à partir du flux estimé ne peut en aucun cas être assimilée à la température moyenne à l'interface de cisaillement et encore moins à la température sur la surface de coupe de l'outil.

Il est important de noter que la température moyenne sur la surface de coupe de l'outil ne sera bien estimée que si l'on connaît avec précision la valeur de l'aire de contact outil – copeau, ce qui n'est pas évident a priori. D'autre part, la sensibilité du flux de chaleur dans l'outil à une erreur d'appréciation sur la valeur de la surface de contact ne dépend que du rapport entre la distance du capteur vis-à-vis de cette surface et de la longueur caractéristique de la zone de contact.

Notre approche est donc basée sur la résolution du problème de conduction inverse de la chaleur dans l'outil, à savoir l'estimation du flux de chaleur $\phi(t)$ dans chaque plaquette de la fraise. Deux aspects sont principalement développés : le dispositif de mesure de température dans l'outil et l'établissement d'un modèle du comportement thermique transitoire de l'outil au sens de l'identification de système non entier.

2. Description du dispositif de mesure pour la résolution du problème inverse

Comme le montre la Fig. 2, la mesure de température est réalisée par des thermistances placées dans le corps de fraise, à une distance de 3 millimètres de l'arête de coupe de chaque plaquette. Le logement des micro-thermistances est réalisé par électroérosion. Elles sont maintenues fixes à l'aide d'un adhésif époxy mono composant chargé d'argent, d'excellente conductivité thermique. Elles peuvent être utilisées de $-50\text{ }^{\circ}\text{C}$ à $150\text{ }^{\circ}\text{C}$ et sont composées d'un fin tube de polyamide de diamètre 0,47 mm et de longueur 4 mm rempli d'Epoxy. Ces petites dimensions confèrent une inertie faible et donc un temps de réponse rapide de l'ordre de 250 ms. La résistance de la thermistance varie en fonction de la température selon la loi non linéaire de Steinhart. La mesure de la résistance au cours du temps consiste à envoyer un courant dans le capteur et à mesurer la tension correspondante à ses bornes. Le générateur de courant pour chaque thermistance permet de limiter le courant à $10\text{ }\mu\text{A}$ de manière à ne pas créer un auto – échauffement. La sensibilité d'une thermistance étant 1000 fois plus élevée que celle d'un thermocouple, le rapport signal

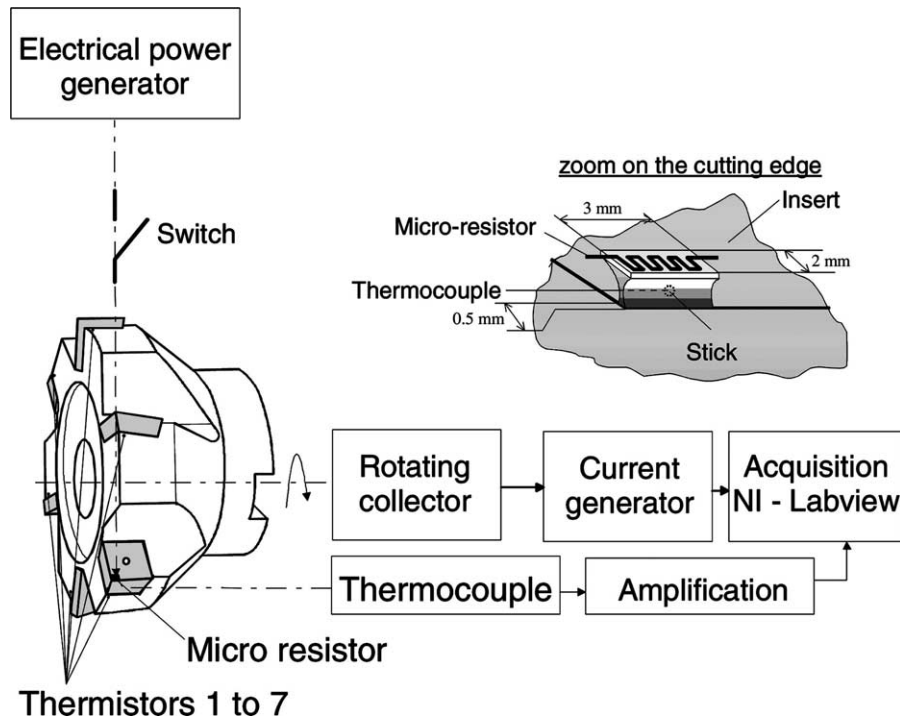


Figure 2. Représentation du dispositif expérimental complet de caractérisation de l'outil.
Figure 2. Description of the experimental apparatus devoted to the characterisation of the tool.

sur bruit de ce type de capteur est élevé et autorise l'emploi de paliers classiques, beaucoup moins chers et moins difficiles à mettre en œuvre que les paliers au mercure utilisés pour les thermocouples. Cette démarche a été notamment utilisée dans les travaux de Broussely [6] pour la mesure de température en différents points d'un moteur électrique asynchrone. Ce collecteur tournant grande vitesse est utilisable pour les vitesses de rotation élevées jusqu'à $10000 \text{ tr} \cdot \text{mn}^{-1}$.

3. Modélisation au sens de l'identification de système non entier

Lorsque l'on chauffe l'arête de coupe d'une seule plaquette, on constate que, sur la durée de l'expérience, seule la température mesurée par le capteur associé à la plaquette chauffée est sensible à la variation de flux dans la plaquette (voir l'essai sur la Fig. 3). De plus, comme l'outil de fraisage est axisymétrique, nous admettons donc que chaque couple {plaquette-capteur} se comporte comme un système monovarié indépendant des autres. En d'autres termes, le modèle liant la température d'un capteur au flux de chaleur dans la plaquette associée est le même pour chaque couple {plaquette-capteur}. L'identification de système monovarié, présentée dans les ouvrages de référence de Ljung [7] et Soderström [8], consiste à estimer les paramètres d'un modèle linéaire liant le flux de chaleur $\phi(t)$ dans la plaquette à la température au capteur $T_c(t)$ associé, à partir de mesures de ces deux grandeurs en régime transitoire. La structure de modèle classiquement utilisée dans la littérature exprime les dérivées successives de $T_c(t)$ et de $\phi(t)$. Nous avons démontré, dans [9] et [10], que ce type de modèle n'est apte à reproduire le comportement asymptotique des systèmes diffusifs aux temps courts et à assurer le raccordement avec le comportement asymptotique aux temps longs que si les ordres de dérivation sont réels et notamment multiples de $1/2$. On obtient ainsi

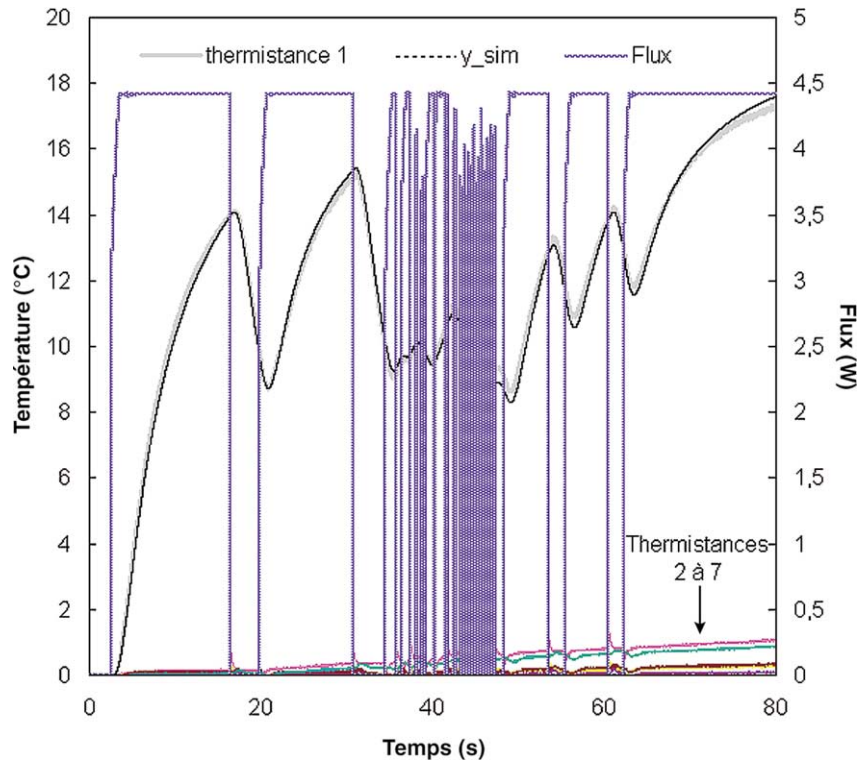


Figure 3. Mesures de température obtenues lors d'un essai de caractérisation et comparaison entre la valeur de température expérimentale au capteur et sa valeur calculée à partir du modèle identifié.

Figure 3. Temperature measurements obtained during the system identification stage and comparison between the measured and experimental values of the temperature at the sensor from the identified system.

une structure de modèle, dit non entier, qui s'écrit :

$$\sum_{i=0}^{M+1} \alpha_i D^{n_i/2} T_c(t) = \sum_{i=0}^M \beta_i D^{n_i/2} \phi(t) \quad (1)$$

La valeur de M dépend essentiellement de la distance entre l'arête et le capteur. Les bornes inférieures de sommation de la relation (1) correspondent au cas des systèmes avec pertes correspondant à la configuration de la présente étude.

La modélisation de systèmes complexes, constitués de nombreux constituants s'imbriquant les uns dans les autres, au sens de l'identification de système non entier présente de nombreux avantages par rapport à celle bâtie autour des équations aux dérivées partielles de la conduction thermique. Notamment, l'erreur de modélisation est beaucoup moins importante lorsque que l'on identifie les paramètres (α_i, β_i) d'un modèle non entier à partir d'une seule expérience que lorsque l'on identifie tous les paramètres du modèle aux dérivées partielles à partir de plusieurs expériences adaptées à chaque type d'inconnus (diffusivité, conductivité, résistance de contact). Un avantage important vis-à-vis cette fois ci de l'estimation du flux est que le même capteur de température est utilisé dans la procédure de caractérisation de l'outil et lors de la résolution du problème inverse. Ainsi, il n'existe aucune incertitude concernant la position du capteur dans l'outil. Enfin, chaque thermistance ayant des dimensions (longueur 3 mm et diamètre 0,47 mm) du même ordre de grandeur que sa position vis-à-vis de l'arête de coupe, la méthode prend en compte l'influence spatio-temporelle du capteur sur le transfert de chaleur dans l'outil.

En pratique, le système identifié ne fait intervenir qu'un petit nombre de paramètres, soit $2M + 1$. La simulation du comportement thermique de l'outil au point de mesure est donc très rapide.

L'identification des paramètres inconnus $\theta = [\alpha_1 \cdot \alpha_{M+1} \quad \beta_0 \cdot \beta_M]^T$ est réalisée en appliquant la méthode des variables instrumentales. Battaglia et al. [11] donnent une description complète de cette méthode dans le cas des modèles non entiers.

4. Dispositif expérimental de caractérisation de la fraise

Afin de réaliser l'identification du système, le flux dans la plaquette doit être contrôlable, donc mesurable. Cette contrainte nécessite de pouvoir reproduire, en laboratoire, les conditions aux limites réelles du système. La surface de coupe de l'outil est sollicitée par une micro résistance ($5,7 \Omega$) en platine sérigraphiée sur une plaquette d'alumine d'épaisseur $250 \mu\text{m}$. Cette micro source de chaleur est collée sur la surface de coupe à l'aide d'une colle base argent. Les petites dimensions de la micro résistance et l'arrangement de la colle permettent un chauffage local, correspondant à l'aire de contact entre le copeau et l'outil. D'autre part, l'inertie thermique du système de chauffage n'excédant pas $0,1$ seconde, il ne modifie quasiment pas le comportement thermique dynamique de l'outil. Le flux dans l'outil correspond à la puissance électrique fournie à la résistance. L'ensemble du dispositif est représenté schématiquement sur la Fig. 2.

5. Application

La Fig. 3 présente les données générées pour l'identification du modèle, soit donc le flux de chaleur dans la plaquette et la température au capteur correspondante. La durée d'acquisition des données est égale à 80 secondes et la période d'échantillonnage est égal à $0,02$ seconde. Afin d'améliorer l'identification aux temps courts, on génère une succession de créneaux de flux de chaleur sur l'outil. On se sert pour cela de l'interrupteur représenté sur la Fig. 2.

A partir des données générées, nous identifions les paramètres (α_i, β_i) du modèle (1) à partir de la méthode des variables instrumentales. On trouve alors que le modèle qui permet de faire correspondre au mieux la température simulée à celle mesurée par le capteur est le suivant :

$$\begin{aligned} & \left[\begin{array}{cccc} 4,9170 & - & 3,5400D^{1/2} & + & 0,9368D & - & 0,0735D^{3/2} \\ [\pm 0,402] & & [\pm 0,6273] & & [\pm 0,3278] & & [\pm 0,062] \end{array} \right] \phi(t) \\ & = \left[\begin{array}{cccccc} 1 & + & 1,1012D^{1/2} & + & 4,9611D & - & 0,8188D^{3/2} & + & 3,3531D^2 \\ & & [\pm 0,770] & & [\pm 1,2760] & & [\pm 1,4735] & & [\pm 0,226] \end{array} \right] T_c(t) \quad (2) \end{aligned}$$

Sur la même Fig. 3, nous montrons que la température calculée à partir du modèle précédent pour la variation de flux mesurée s'ajuste à la température mesurée au capteur.

Nous montrons enfin sur la Fig. 4 une estimation du flux dans chaque plaquette durant un essai d'usinage. Le pas d'échantillonnage des données est égal à $0,02$ s. Nous utilisons la méthode d'estimation séquentielle de Beck [12] avec spécification de fonction constante sur $r = 3$ pas de temps futurs. La réponse impulsionnelle est calculée à partir du modèle non entier identifié précédemment. La figure montre bien la phase d'engagement de la fraise dans la matière durant laquelle le flux évolue continûment ainsi que le fonctionnement différent de chaque plaquette pour les paramètres de coupe et le type de matériau utilisés.

6. Conclusion

L'estimation de flux de chaleur dans les plaquettes d'un outil de fraisage à été réalisée à partir de la résolution du problème de conduction inverse de la chaleur dans l'outil. Cette approche repose d'une part sur une instrumentalisation de l'outil à partir de thermistances dont le rapport signal sur bruit élevé autorise l'emploi de paliers rotatifs à contact glissant. D'autre part, nous avons établie le modèle direct liant le flux dans une plaquette à la température du capteur associé à partir d'une technique d'identification de système non entier, les ordres de dérivation étant réels et multiples de $1/2$. Cette modélisation se révèle

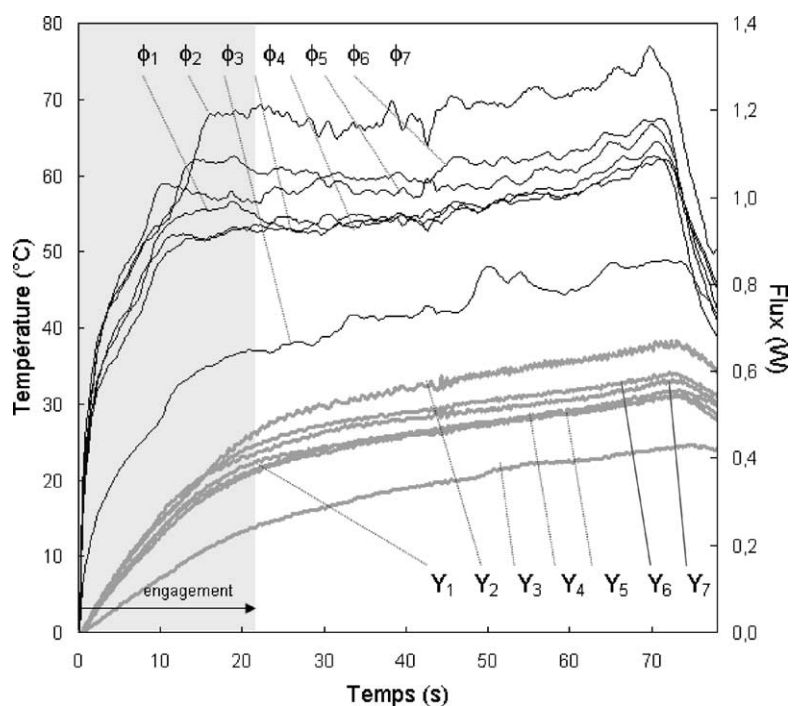


Figure 4. Évolution de la température de chaque thermistance durant l’essai d’usinage et estimation du flux de chaleur dans chaque plaquette.

Figure 4. Temperature evolution at each thermistor during machining and heat flux estimation in each insert.

particulièrement performante car on obtient un modèle à 8 paramètres et qui décrit parfaitement l’évolution de la température au capteur pour n’importe quelle variation du flux dans la plaquette. Cette approche nécessite par contre la réalisation d’un banc expérimental de caractérisation permettant de contrôler et de mesurer le flux de chaleur appliqué sur la surface de coupe de la plaquette. Nous avons utilisé pour cela une micro résistance dont le temps de réponse est petit devant la période d’échantillonnage des signaux pour la résolution du problème inverse.

Le modèle identifié est utilisé dans la procédure de résolution du problème inverse pour l’estimation du flux de chaleur dans chaque plaquette de la fraise durant l’usinage. Les résultats montrent le rôle très différent joué par chaque plaquette durant l’usinage et explique la non uniformité de l’usure observée sur un outil de fraisage.

Références bibliographiques

- [1] D.A. Stephenson, Tool-work thermocouple temperature measurements. Theory and implementation issues, J. Engrg. Industry 115 (1993) 432–437.
- [2] M.P. Groover, G.E. Kane, A continuing study in the determination of temperatures in metal cutting using remote thermocouples, J. Engrg. Industry 87 (1971) 603–608.
- [3] F.R.S. Lima, A. Machado, G. Guimarães, S. Guth, Numerical and experimental simulation for heat flux and cutting temperature estimation using three dimensional inverse heat conduction technique, Inverse Problems Engrg. 8 (6) (2000) 675–676.
- [4] W.-C. Chen, C.-C. Tsao, P.-W. Liang, Determination of temperature distributions on the rake face of cutting tools using a remote method, Int. Comm. Heat Mass Transfer 24 (2) (1997) 161–170.
- [5] J. Lin, Inverse estimation of tool-work interface temperature in end milling, Int. J. Mach. Tools Manufact. 35 (5) (1995) 751–760.

- [6] M. Broussely, Réduction de modèles thermiques par la théorie des réseaux, application à la surveillance d'une machine asynchrone par couplage d'un modèle thermique réduit avec un schéma équivalent électrique, Thèse de l'université de Poitiers, 2000.
- [7] L. Ljung, System Identification: Theory for the User, Prentice-Hall, 1987.
- [8] T. Söderstrom, P. Stoica, System Identification, Prentice-Hall, 1989.
- [9] J.-L. Battaglia, L. Le Lay, J.-C. Batsale, A. Oustaloup, O. Cois, Heat flux estimation through inverted non-integer identification models, *Int. J. Thermal Sci.* 39 (3) (2000) 374–389.
- [10] J.-L. Battaglia, O. Cois, L. Puigsegur, A. Oustaloup, Solving an inverse heat conduction problem using a non-integer identified model, *Int. J. Heat Mass Transfer* 14 (44) (2000) 2671–2680.
- [11] J.-L. Battaglia, O. Cois, L. Puigsegur, Use of an identified non-integer model to solve an inverse heat conduction problem, in: *Proc. Eurotherm, Seminar 68*, Poitiers, France, 5–7 mars, 2001.
- [12] J.V. Beck, B. Blackwell, C.R.St. Clair, *Inverse Heat Conduction*, Wiley, 1985.