

Estimation de flux de chaleur dans l'arête de coupe lors d'une opération de perçage à grande vitesse

H. El Moussami
ENSAM-Meknès, Maroc
hajelmoussami@yahoo.com

J.L. Battaglia
TREFL-ENSAM, CER de Bordeaux, France.

Résumé

Nous proposons une méthode d'estimation de flux de chaleur sur chaque arête d'un outil de coupe lors d'une opération d'usinage en perçage. Nous identifions un modèle de comportement thermique du forêt reliant ces flux aux températures mesurées en des points de l'outil, près de chaque arête de coupe. Nous réalisons pour cela un dispositif non-destructif de mesure de la température dans l'outil ainsi qu'un dispositif expérimental permettant de mesurer et de contrôler les grandeurs thermiques à estimer. L'estimation de flux de chaleur est basée sur une méthode inverse multivariable par identification de systèmes non entiers. Le modèle, comportant un petit nombre de paramètres, est cohérent vis-à-vis du phénomène de diffusion de la chaleur dans l'outil.

Abstract

We propose a method of the heat flux estimation on each insert of a drill tool. We identify a model of the thermal behaviour of the tool by relating the heat flux to the temperatures measured in several points of the tool holder close to each cutting edge. For this purpose a non-destructive device for temperature measurement in the tool was realised and an experimental device allowing to measure and control the thermal quantities to estimate. The heat flux estimation is based on a multivariable inverse method by non integer identification of monovariable system. The model, comprising a small number of parameters, is coherent with respect to the phenomenon of heat diffusion in tool.

MOTS-CLES : perçage, thermocouple, collecteur, dérivation non entière, multivariable, méthodes inverses.

KEYWORDS : drilling process, thermocouple, collector, non integer identification, multivariable inverse method.

1. INTRODUCTION

Nous proposons une méthode d'estimation de flux de chaleur sur l'arête de coupe lors d'une opération d'usinage en perçage à grande vitesse. Nous identifions un modèle de comportement thermique de l'outil, forêt en carbure, reliant le flux aux températures mesurées près de chaque arête de coupe. Nous réalisons pour cela un dispositif de mesure de la température dans l'outil ainsi qu'un dispositif expérimental permettant de mesurer et de contrôler le flux à estimer. La présence de dérivation non entière dans les solutions analytiques, établies pour des configurations géométriques simples, conduit à l'utilisation d'un modèle linéaire non entier pour l'identification du comportement thermique de l'outil [Battaglia et AL, 2002]. Le modèle, comportant un petit nombre de paramètres, est cohérent vis-à-vis du phénomène de diffusion de la chaleur dans l'outil. Notre dispositif est basé sur l'emploi de thermocouples, un par arête, et d'un collecteur tournant permettant d'assurer la transmission des signaux entre l'outil en rotation et le dispositif d'acquisition (figure 1). Chaque thermocouple est

disposée en un point peu éloigné d'une arête de coupe. Le flux appliqué sur l'arête de coupe est alors estimé à partir de la mesure des températures aux thermocouples et d'un modèle liant ces grandeurs. Cette méthode inverse multivariable nécessite donc l'élaboration d'un modèle du comportement thermique transitoire de l'outil qui est obtenu à partir d'une méthode d'identification de système monovariable non entier.

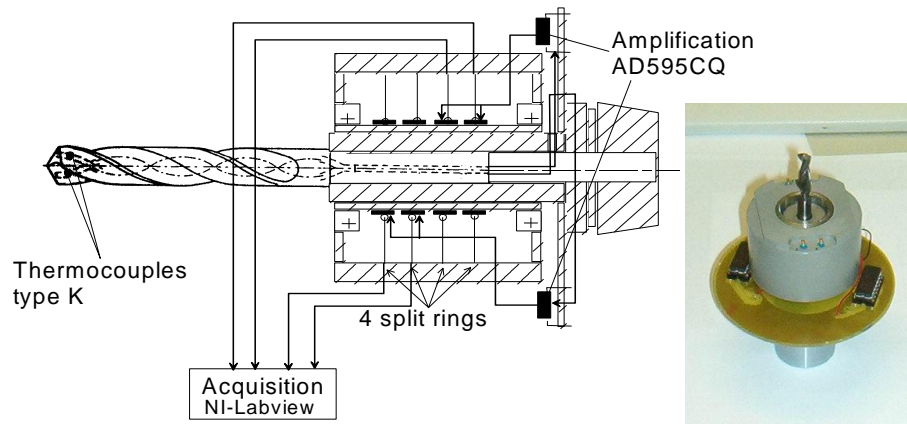


Figure 1 : Instrumentation du forêt avec thermocouple pour mesurer la température proche des arêtes de coupe.

En usinage par les procédés mettant en jeu un mouvement de rotation de l'outil, les travaux sont beaucoup moins nombreux. Certains placent un thermocouple dans la pièce usinée et enregistrent la température lorsque la face en dépouille de l'outil passe sur le thermocouple [Kim et al.]. Cette mesure est très incertaine en regard de l'imprécision de la position de l'arête vis-à-vis de l'élément sensible. Lin [Lin,95] utilise une méthode indirecte conduisant à la température de la pièce dans la zone de cisaillement. Cette méthode est basée sur la mesure de température en un point de la surface usinée à partir d'un détecteur IR et d'un modèle de transfert de chaleur dans la pièce. Mais l'influence de la résistance thermique due au contact glissant ne permet pas d'estimer la température moyenne sur l'arête de coupe.

Notre approche est une méthode indirecte et non destructive dans le cas des forêts à plaquettes. La mesure de température est réalisée par un thermocouple placé à quelques millimètres de chaque arête du forêt. Le signal enregistré est transmis, après amplification, vers la centrale d'acquisition à l'aide d'un collecteur rotatif.

2. METHODE MATHEMATIQUE D'IDENTIFICATION D'UN SYSTEME MULTIVARIABLE

Les arêtes sont réparties symétriquement sur la circonférence de l'outil. La position des capteurs de températures est représentée sur la Figure 2 .

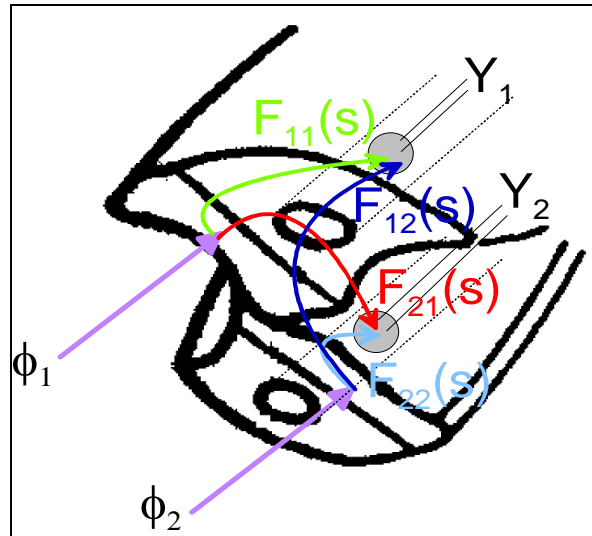


Figure 2 : Schéma de l'instrumentation du forêt pour la caractérisation du système.

La géométrie d'un tel système conduit à énoncer :

- Chaque arête est identique et on suppose que la localisation de chaque capteur est la même par rapport à chaque arête de coupe. Ainsi, la relation liant le flux appliqué sur une arête à la température du capteur associé est la même pour les deux arêtes (ceci est vérifié par un essai sur plaque chauffante).
- La relation liant le flux ϕ_i appliqué sur l'arête i à la température au capteur j associé à l'autre arête est la même pour les deux arêtes.

2.1 Construction de la matrice de transfert

En adoptant les hypothèses de linéarité et de stationnarité du système, et en utilisant la transformée de Laplace, l'expression du modèle liant le flux de chaleur appliqué sur chaque arête aux températures aux points de mesure s'écrit sous la forme opérationnelle suivante :

$$\begin{bmatrix} \bar{T}_1(s) \\ \bar{T}_2(s) \end{bmatrix} = \underbrace{\begin{bmatrix} F_{1,1}(s) & \cdot & F_{1,2}(s) \\ \cdot & \cdot & \cdot \\ F_{2,1}(s) & \cdot & F_{2,2}(s) \end{bmatrix}}_{\mathbf{X}} \otimes \begin{bmatrix} \bar{\phi}_1(s) \\ \cdot \\ \bar{\phi}_2(s) \end{bmatrix} \quad (1)$$

La prise en compte des considérations géométriques citées ci-dessus a des conséquences sur l'écriture de la matrice de transfert \mathbf{X} qui se traduisent par les relations :

$$\begin{cases} F_{i,i}(s) = A(s), & 1 \leq i \leq 2 \\ F_{i,j}(s) = F_{j,i}(s) = B(s), & i \neq j \end{cases} \quad (2)$$

La matrice de transfert se simplifie donc significativement et conduit à la nouvelle expression du modèle, relation (1), sous la forme :

$$\begin{bmatrix} \bar{T}_1(s) \\ \cdot \\ \bar{T}_2(s) \end{bmatrix} = \underbrace{\begin{bmatrix} A(s) & \cdot & B(s) \\ \cdot & \cdot & \cdot \\ B(s) & \cdot & A(s) \end{bmatrix}}_{\mathbf{X}} \otimes \begin{bmatrix} \bar{\phi}_1(s) \\ \cdot \\ \bar{\phi}_2(s) \end{bmatrix} \quad (3)$$

Avec $A(s)$ la fonction de transfert liant le flux appliqué sur une arête et la température au point de mesure du capteur associé ; $B(s)$ la fonction de transfert liant le flux appliqué sur une arête et la température au point de mesure du capteur associé à l'autre arête.

L'identification du comportement thermique de l'outil, à partir de la méthode qui a été développée [Battaglia et Al, 2001], et qui réside dans la détermination de la matrice de transfert \mathbf{X} , va donc consister à identifier les fonctions de transfert $A(s)$, et $B(s)$. Conformément à ce qui a été dit précédemment, ces fonctions sont de type fractionnaire :

$$F_{i,j}(s) = \frac{\sum_{k=L_0}^L \beta_k s^{\xi k}}{\sum_{k=M_0}^M \alpha_k s^{\xi k}}, \quad (4)$$

avec:

$$\xi = \frac{1}{2} \quad (5)$$

La transformée inverse de Laplace appliquée à la relation (4) conduit à l'expression du modèle dans le domaine continu du temps :

$$\sum_{k=M_0}^M \alpha_k D^{\xi k} T_i(t) = \sum_{k=L_0}^L \beta_k D^{\xi k} \phi_j(t), \quad (6)$$

Avec $D^{\xi k}$ qui représente l'opérateur de dérivation non entier ; comme il peut être sous forme d'intégral fractionnel $I^{\xi k}$. Les limites de sommation (L_0, L, M_0, M) dépendent essentiellement de la localisation des capteurs vis à vis de la surface sollicitée.

En considérant le flux appliqué sur l'arête i ($1 \leq i \leq 2$), on exprime l'expression des températures au point de mesure du capteur i ainsi qu'au point de mesures du capteur associés à la deuxième arête sous la forme :

$$\left\{ \begin{array}{l} \bar{T}_i(s) = A(s)\bar{\phi}_i(s) = \frac{\sum_{k=L_0}^L \beta_{0k} s^{k\xi}}{\sum_{k=M_0}^M \alpha_{0k} s^{k\xi}} \bar{\phi}_i(s) \\ \bar{T}_j(s) = B(s)\bar{\phi}_i(s) = \frac{\sum_{k=L_0^1}^{L^1} \beta_{1k} s^{k\xi}}{\sum_{k=M_0^1}^{M^1} \alpha_{1k} s^{k\xi}} \bar{\phi}_i(s) \end{array} \right. \quad (7)$$

Le retour dans le domaine temporel conduit ainsi à :

$$\left\{ \begin{array}{l} \sum_{k=M_0}^M \alpha_{0k} D^{k\xi} T_i(t) = \sum_{k=L_0}^L \beta_{0k} D^{k\xi} \phi_i(t) \\ \sum_{k=M_0^1}^{M^1} \alpha_{1k} D^{k\xi} T_j(t) = \sum_{k=L_0^1}^{L^1} \beta_{1k} D^{k\xi} \phi_i(t) \end{array} \right. \quad (8)$$

Ainsi, l'élaboration de la matrice de transfert au sens de l'identification de système non entier, va donc consister à identifier les paramètres $\{\alpha_{0k}, \alpha_{1k}, \beta_{0k}, \beta_{1k}\}$ apparaissant dans les deux relations précédentes. Pour cela on utilise la méthode d'identification monovariante par variables instrumentales [Battaglia et Al. 2001]. Il est donc intéressant de constater que dans la configuration étudiée, une méthode d'identification monovariante est utilisée pour construire la matrice de transfert \mathbf{X} d'un système multivariante en bénéficiant de l'hypothèse de linéarité et donc du principe de superposition.

En effet, si on considère les deux arêtes, la relation (8) conduit à l'expression de la température au point de mesure sous la forme :

$$\sum_{k=M_{0m}}^{M_m} a_k D^{k\xi} T_i(t) = \sum_{k=L_0}^L \beta_{0k} D^{k\xi} \phi_i(t) + \sum_{k=L_0^1}^{L^1} \beta_{1k} D^{k\xi} \phi_j(t) \quad (9)$$

avec :

$$M_m = \max(M, M^1), \quad (10)$$

$$M_{0m} = \max(M_0, M_0^1), \quad (11)$$

et:

$$a_k = \alpha_{0k} + \alpha_{1k} \quad (12)$$

Ceci conduit donc à l'expression du modèle dans le domaine continu :

$$\begin{bmatrix} \sum_{k=M_{0m}}^{M_m} a_k D^{k\xi} T_1(t) \\ \sum_{k=M_{0m}}^{M_m} a_k D^{k\xi} T_2(t) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \sum_{k=L_0}^L \beta_{0k} D^{k\xi} & \sum_{k=L_0}^{L_1} \beta_{1k} D^{k\xi} \\ \sum_{k=L_0}^{L_1} \beta_{1k} D^{k\xi} & \sum_{k=L_0}^L \beta_{0k} D^{k\xi} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \phi_1(t) \\ \phi_2(t) \end{bmatrix} \quad (13)$$

2.2 Résolution du problème inverse multivariables

L'estimation du flux appliqué sur chaque arête $\{\phi_1(t), \phi_2(t)\}$ est obtenue à partir des mesures de température des capteurs $\{Y_1(t), Y_2(t)\}$ et du modèle direct, représenté par la relation (13), élaboré à partir de la méthode d'identification de système non entier.

L'ensemble des fonctions inconnues se regroupe dans le vecteur :

$$\Phi = [\phi_1(t), \phi_2(t)]^T \quad (14)$$

Nous utilisons la méthode de spécification de fonction constante développée par Beck [Beck et Al, 85]. C'est une méthode séquentielle qui consiste, à l'instant t (le vecteur des inconnus étant connus de l'instant initial à l'instant $(t - \Delta t)$), à supposer le vecteur des inconnus constant de l'instant t à l'instant $(t + r\Delta t)$, où Δt est la période d'échantillonnage et r le nombre de prochains pas de temps. Ce nombre est égal à 2 ou 3 en pratique.

Ainsi on peut écrire :

$$\phi_i(t) = q_i H(t) \text{ dans } [t, t + r\Delta t] \quad (15)$$

où $H(t)$ est la fonction heaviside. La méthode va donc conduire à un système surdimensionné que l'on va résoudre au sens des moindres carrés.

La température mesurée $Y_i(t)$ du capteur i est :

$$Y_i(t) = T_i(t) + e_i(t) \quad (16)$$

Avec $e_i(t)$ l'erreur de mesure du capteur i à l'instant t et $T_i(t)$ la température vraie.

Sur l'intervalle de temps $[t, t + \Delta t]$, le modèle représenté par l'équation (13) s'écrit à l'instant t sous la forme :

$$\underbrace{\begin{bmatrix} \sum_{k=M_{0m}}^{M_m} a_k D^{k\xi} Y_1(t) \\ \sum_{k=M_{0m}}^{M_m} a_k D^{k\xi} Y_2(t) \end{bmatrix}}_{\mathbf{G}(t)} = \underbrace{\begin{bmatrix} \Psi & \Omega \\ \Omega & \Psi \end{bmatrix}}_{\mathbf{x}(t)} \underbrace{\begin{bmatrix} q_1 \\ q_2 \end{bmatrix}}_{\mathbf{q}} + \underbrace{\begin{bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \end{bmatrix}}_{\mathbf{E}(t)} \quad (17)$$

Avec:

$$\begin{cases} \Psi = \sum_{k=L_0}^L \beta_{0k} D^{k/2} \mathbf{H}(t) \\ \Omega = \sum_{k=L_0^1}^{L^1} \beta_{1k} D^{k/2} \mathbf{H}(t) \end{cases} \quad (18)$$

La dérivée non entière d'ordre $k/2$ de $\mathbf{H}(t)$ est :

$$D^{k/2} \mathbf{H}(t) = \frac{t^{-k/2}}{\Gamma(1 - k/2)} \quad (19)$$

où Γ est la fonction Gamma d'Euler. Le modèle se met donc sous la forme matricielle :

$$\mathbf{G}(t) = \mathbf{x}(t) \mathbf{q} + \mathbf{E}(t) \quad (20)$$

En considérant les r prochains pas de temps on a :

$$\underbrace{\begin{bmatrix} \mathbf{G}(t) \\ \mathbf{G}(t + \Delta t) \\ \cdot \\ \cdot \\ \cdot \\ \mathbf{G}(t + (r-1)\Delta t) \end{bmatrix}}_{\mathbf{N}} = \underbrace{\begin{bmatrix} \mathbf{x}(t) \\ \mathbf{x}(t + \Delta t) \\ \cdot \\ \cdot \\ \cdot \\ \mathbf{x}(t + (r-1)\Delta t) \end{bmatrix}}_{\mathbf{X}} \mathbf{q} + \underbrace{\begin{bmatrix} \mathbf{E}(t) \\ \mathbf{E}(t + \Delta t) \\ \cdot \\ \cdot \\ \cdot \\ \mathbf{E}(t + (r-1)\Delta t) \end{bmatrix}}_{\mathbf{E}_r} \quad (21)$$

Qui se met donc sous la forme matricielle :

$$\mathbf{N} = \mathbf{X} \mathbf{q} + \mathbf{E}_r \quad (22)$$

L'estimation du vecteur \mathbf{q} est obtenue, au sens des moindres carrés linéaires, par minimisation de la quantité scalaire :

$$\mathbf{J} = \|\mathbf{E}_r\|^2 \quad (23)$$

Le vecteur estimé est alors :

$$\hat{\mathbf{q}} = (\mathbf{X}^T \mathbf{X})^{-1} \mathbf{X}^T \mathbf{N} \quad (24)$$

En pratique, l'incertitude maximale sur le flux estimé va être obtenue en introduisant les variations extrêmes, maxi et mini, sur les paramètres dans le modèle et sur les mesures de température.

Remarque : L'augmentation de la valeur de r améliorerait la régularisation du problème inverse mais lisserait significativement les fonctions estimées et donc ne représenterait plus correctement les discontinuités. Le meilleur choix pour r doit prendre en compte la localisation des capteurs ainsi que la valeur de la période d'échantillonnage.

Par exemple, si l_d représente la distance entre chaque arête de coupe et le capteur associé, nous pouvons prendre le nombre de prochains pas temps r calculé à partir de la relation suivante :

$$\alpha \approx \frac{l_d}{(r+1)\Delta t} \quad (25)$$

où α est la diffusivité du matériau.

Notre méthode d'estimation multivariable est une méthode séquentielle qui utilise les spécifications de fonctions constantes. Le modèle direct est issu de l'identification de système non entier. Dans notre cas, on utilise la méthode d'identification d'un système monovariable pour construire un modèle multivariables.

3. REALISATION D'UN BANC DE CARACTERISATION DU FORET

Le banc de caractérisation consiste à solliciter la face de coupe du forêt par un flux thermique contrôlé et à mesurer les températures données par les capteurs. A cette fin on utilise une micro-résistance (

Figure 3) collée sur la face de coupe à l'aide d'un adhésif époxy mono-composant chargé d'argent, pour assurer un contact optimal. La micro-résistance est en platine sérigraphié sur une plaquette d'alumine d'épaisseur 250 μm et de dimensions 4 mm x 3 mm. Le flux de chaleur est égal à la puissance électrique dissipée dans la micro-résistance. La surface de contact est équivalente à la surface de frottement entre le copeau et l'outil durant l'usinage. La faible dimension de la micro-résistance permet un chauffage local et son inertie thermique n'excède pas 0,12 seconde.

On ne peut pas connaître à l'avance la surface effective du contact avec le copeau, on peut donc craindre que notre surface chauffée ne soit pas en adéquation avec l'effet thermique réel. Pour lever cette ambiguïté, nous avons réalisé une étude numérique de sensibilité à la répartition du flux thermique de la plaquette selon la variation de la surface de chauffe. La méthode des éléments finis a été utilisée [L.Puigsegur, 2002]. Les résultats obtenus montrent que la température au point de mesure n'est pas sensible à cette variation.

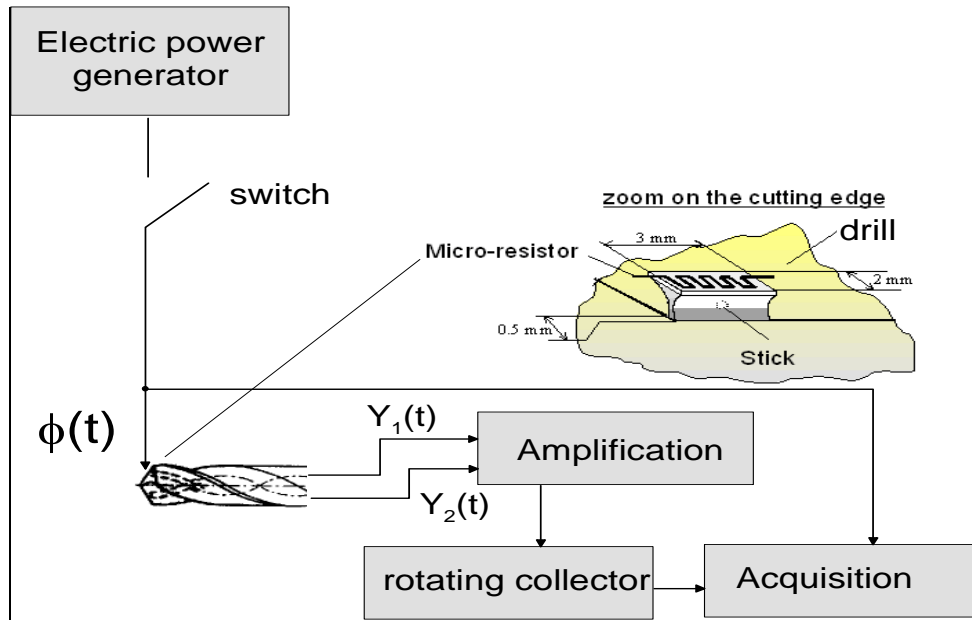


Figure 3 : Sollicitation de la face de coupe du forêt par une micro-résistance en platine

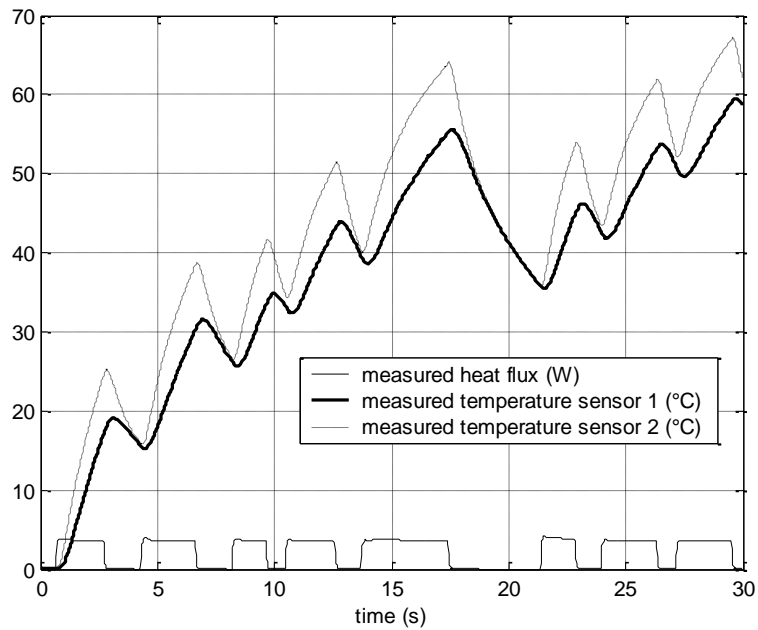


Figure 4 : Données de flux de chaleur générées et mesure de températures aux thermocouples pour l'identification du modèle liant ces grandeurs ($\Delta t = 0.02 \text{ sec}$).

4. IDENTIFICATION DU MODELE REPRESENTATIF DU TRANSFERT THERMIQUE DANS UN FORET.

L'outil utilisé est un forêt en carbure monobloc. Le modèle consiste à lier les températures des capteurs au flux généré. La

Figure 4 présente les résultats liant le flux et les températures résultantes. La durée d'acquisition des données est supérieure à 60 secondes et la période d'échantillonnage est égal à 0.02 seconde. Afin d'améliorer l'identification aux temps courts, on se sert d'un interrupteur pour générer une succession de créneaux de flux correspondant à la puissance électrique dissipée dans la micro - résistance.

Les modèles qui permettent de faire correspondre au mieux le flux appliqué sur la zone de cisaillement secondaire aux deux températures mesurées par les thermocouples sont obtenus de la manière suivante :

A partir des données relatives au flux appliqué sur l'arête n°1 et la température mesurée par le thermocouple n°1 et de la méthode des moindres carrés linéaires, nous identifions le premier modèle aux dérivées d'ordre multiples de 1/2 liant le flux à la température au premier thermocouple.

On aboutit au modèle identifié donné par la relation (26).

$$\left[1 + \begin{matrix} 0.3515 I^{1/2} & 0.175 I^1 & 0.0064 I^{3/2} \\ [\pm 0.3974 10^{-3}] & [\pm 0.031 10^{-3}] & [\pm 3 10^{-7}] \end{matrix} \right] T_1(t) = \left[\begin{matrix} 0.065 & 2.528 I^{1/2} & 5.508 I \\ [\pm 9 10^{-4}] & [\pm 0.011] & [\pm 0.093] \end{matrix} \right] \phi_1(t) \quad (26)$$

A partir des données relatives au flux appliqué sur l'arête n°1 et la température mesurée par le thermocouple n°2 et de la méthode des moindres carrés linéaire, nous identifions le deuxième modèle aux dérivées d'ordre multiples de 1/2 liant le flux à la température au second thermocouple.

On aboutit au modèle identifié de la même forme que la relation (26), avec :

$$\left[1 - \begin{matrix} 0.075 I^{1/2} & 0.025 I^1 \\ [\pm 0.294] & [\pm 0.007] \end{matrix} \right] T_2(t) = \left[\begin{matrix} 2.217 & 5.368 I^{1/2} \\ [\pm 0.264 10^{-3}] & [\pm 0.367 10^{-3}] \end{matrix} \right] \phi_1(t) \quad (27)$$

La

Figure 5 montre la cohérence entre les températures calculées à partir des modèles précédents et les températures mesurées aux capteurs pour la variation de flux sur l'arête considérée.

Afin de valider ce résultat nous avons simulé la réponse du modèle pour une variation différente de flux appliqué sur l'arête de coupe. Nous comparons le résultat de cette simulation avec la température mesurée au capteur. Le résultat démontre la validité du modèle pour n'importe quelle variation de flux appliqué sur l'outil

Figure 6.

5. APPLICATION A L'ESTIMATION DES FLUX EN USINAGE

Nous avons réalisé des usinages sur une perceuse à grande vitesse.

La pièce usinée est en aluminium et les conditions d'usinage sont : vitesse de coupe $V_c=120\text{m/min}$, l'avance est $f=0.12\text{mm/tr}$.

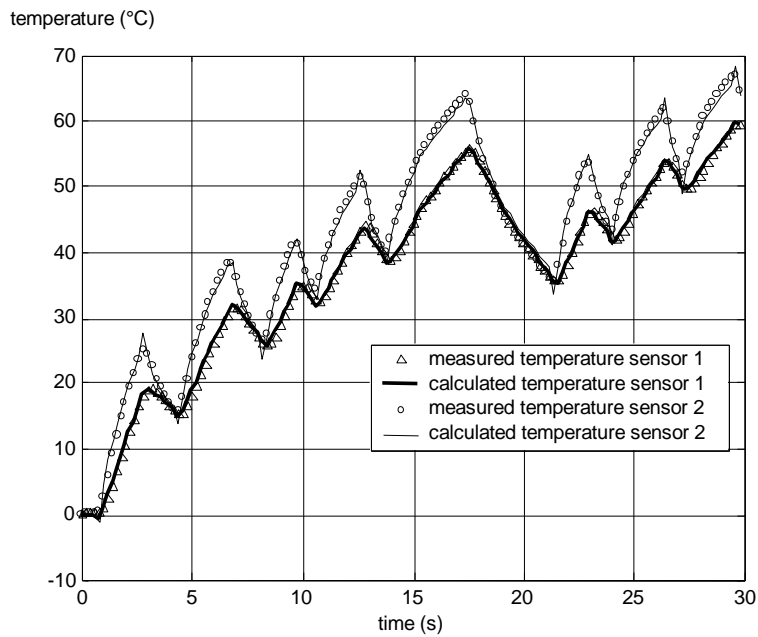


Figure 5 : Comparaison entre les températures mesurées et celles calculées à partir des modèles identifiés liant le flux appliqué sur l'arête n°1 et les températures mesurées par les deux thermocouples.

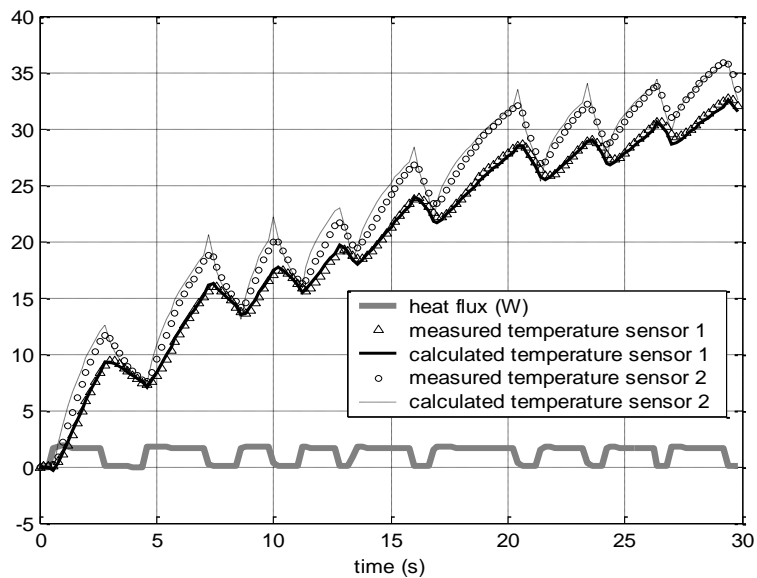


Figure 6 : Validation du modèle pour une variation différente du flux sur l'arête de coupe.

A l'aide de l'instrumentation faite pour le forêt et l'équipement sur la machine par la chaîne d'acquisition (

Figure 3), on a pu enregistrer au cours de l'usinage, les températures mesurées aux capteurs (Figure 7). La période d'échantillonnage a été fixée à $0.02s$. Grâce à la méthode d'estimation multivariables développée précédemment, les flux de chaleur dus à l'usinage sont estimés sur chaque arête de coupe.

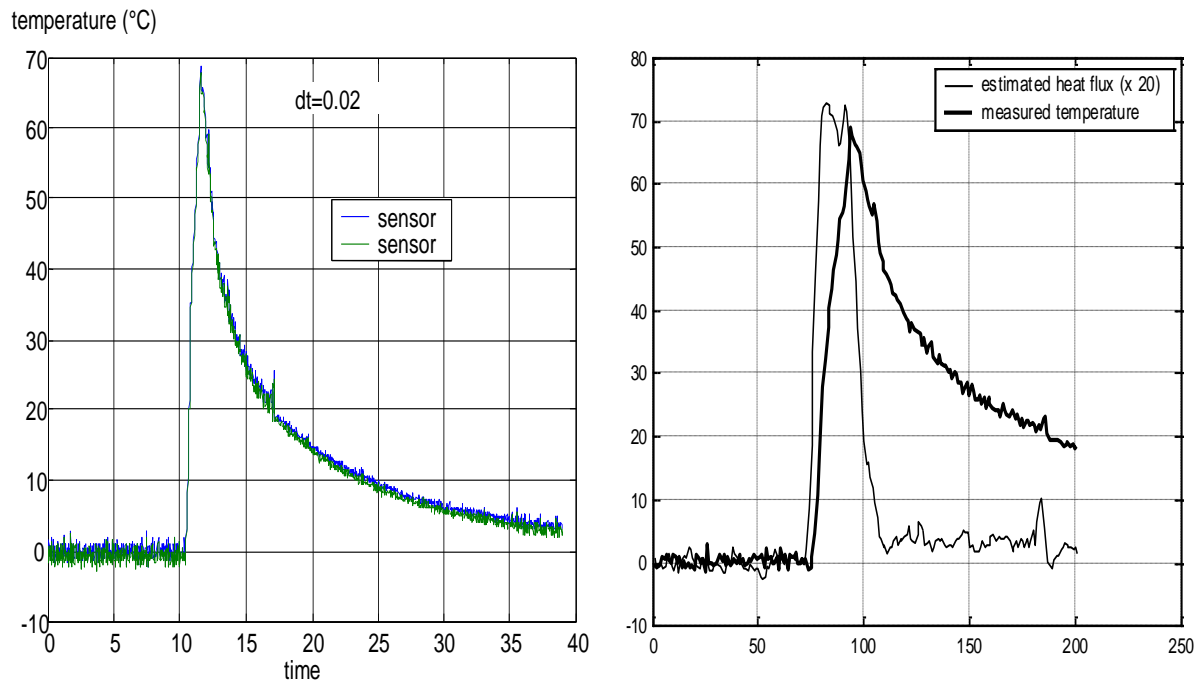


Figure 7 : Température mesurée et flux estimés pendant l'usinage d'une pièce en aluminium .

6. CONCLUSION

Nous avons décrit une méthode d'estimation de flux de chaleur sur chaque arête de coupe d'un forêt. Cette approche utilise une méthode de mesure indirecte, basée sur la résolution du problème inverse de conduction de la chaleur dans l'outil tournant. Un capteur est introduit dans le corps d'outil au plus près de chaque arête de coupe. Etant donné le fort gradient de température dans l'outil, les variations thermiques observées au niveau du capteur reste petites devant celles atteintes sur l'arête de l'outil. Le choix du thermocouple s'avère donc intéressant en regard du domaine de mesure. Ces capteurs permettent l'utilisation d'un collecteur tournant à balais pour la transmission des signaux vers la centrale d'acquisition. On constate que les mesures ne sont pratiquement pas perturbées par ce dispositif de mesure lors des essais sur le procédé réel.

Dans cette approche, nous avons établi une méthode d'identification du modèle de comportement thermique instationnaire d'un système multivariables linéaire et stationnaire. Ce modèle liant le flux appliqué sur l'arête de coupe aux températures mesurées par les thermocouples, est obtenu par une méthode d'identification de système monovariante non entier. Cette approche se révèle particulièrement performante car on obtient un modèle à minimum de paramètres et qui décrit parfaitement l'évolution de la température au capteur pour n'importe quelle variation de flux sur

l'arête.

Un banc expérimental de caractérisation permet de contrôler et de mesurer les conditions thermiques appliquées sur l'arête de coupe de l'outil. La principale difficulté réside dans l'utilisation d'un système de chauffe qui ne modifie pas le comportement réel de l'outil, il doit avoir une inertie du même ordre de grandeur que la période d'échantillonnage des données. Le modèle comportant peu de paramètres, permet d'effectuer une estimation en temps réel de flux sur chaque arête de coupe.

Cette méthode constitue donc une approche très intéressante en vue de la réalisation d'objectifs divers tels que : l'influence des différents paramètres de coupe sur les niveaux de température atteints, l'influence de la matière des forêts ainsi que leurs revêtements sur la valeur de la température, le suivi d'usure des arêtes durant l'usinage, le choix de paramètres de coupe optimaux pour un couple outil/matière spécifique.

7. BIBLIOGRAPHIE

1. Battaglia J.-L., Puigsegur, H. Elmoussami, J. P. Nadeau, J. C. Batsale. «Méthode d'estimation de température et de flux de chaleur dans certains procédés d'usinage.» CPI'2001, 24-26 octobre 2001, Fes, Maroc
2. Battaglia J.-L., Puigsegur. L. Kusiak. A., «Représentation non entière du transfert de chaleur par diffusion. Utilisation pour la caractérisation et le contrôle non destructif thermique.», International Journal of Thermal Sciences, 2003, pp 1-17.
3. J. V. Beck, B. Blackwell et C. CLAIR. «Inverse Heat Conduction», A Wiley-Interscience Publication. (1985).
4. Broussely M., «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.
5. Elmoussami. H., « Mesure de température dans une opération de fraisage, utilisation d'un détecteur quantique », Rapport de DEA de mécanique, Université Bordeaux 1, 1999.
6. S.W. Kim, C.M Lee, J.S. Kim, Y.H. Jung, «Evaluation of the thermal characteristics in high-speed ball-end milling». Journal of Materials Processing Technology 113 (2001) 406-409.
7. Lin J., « Inverse estimation of tool-work interface temperature in end milling », Int. J. Mach. Tools Manufact., Vol. 35, No 5, 1995, p. 751-760.
8. L.Puigsegur., «Caractérisation thermique d'un procédé d'usinage par tournage approche analytique et par identification de systèmes non entiers», Thèse de l'Université de Bordeaux, 2002.
9. Stephenson D. A., « Tool-Work thermocouple temperature measurements-Theory and implementation issues », Journal of Engineering for Industry, Vol. 115, 1993, p. 432-437.