



HAL
open science

Modélisation thermomécanique hybride en perçage pour la simulation du champ de temperature dans l'outil

Nicolas Guillemot, Sylvain Lavernhe, Claire Lartigue, Dominique Deloison, Guillaume Abrivard, Dominique Schuster, Daniel Aliaga

► To cite this version:

Nicolas Guillemot, Sylvain Lavernhe, Claire Lartigue, Dominique Deloison, Guillaume Abrivard, et al.. Modélisation thermomécanique hybride en perçage pour la simulation du champ de temperature dans l'outil. 7èmes assises Machines et Usinage à Grande Vitesse MUGV 2012 - Intercut 2012, Oct 2012, Saint-Etienne, France. 10p. hal-00999323

HAL Id: hal-00999323

<https://hal.science/hal-00999323>

Submitted on 3 Jun 2014

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.



Modélisation thermomécanique hybride en perçage pour la simulation du champ de température dans l'outil

N. Guillemot^a, S. Lavernhe^a, C. Lartigue^{a*},
D. Deloison^b, G. Abrivard^b, D. Schuster^b, D. Aliaga^b

^a LURPA, ENS Cachan, Université Paris-Sud 11, 61 av du P^{dt} Wilson,
94230 Cachan, France, – E-mail : nom@lurpa.ens-cachan.fr

^b EADS Innovation Works, 12 rue Pasteur,
92150, Suresnes, France – E-Mail: nom@eads.com

Résumé : Cet article s'attache à présenter une approche hybride permettant de prédire les chargements thermomécaniques sur l'outil au cours de l'opération de perçage. Une première étape analytique conduit à la détermination de la répartition des flux de chaleur aux interfaces à partir de la mesure des actions mécaniques en cours de perçage. Cette distribution des flux de chaleur constitue le point d'entrée de l'étape suivante de simulation par éléments finis des transferts thermiques. L'approche proposée est validée au travers d'essais de perçage sur un alliage de titane Ti6Al4V.

Keywords: Coupe oblique, approche hybride, partition de chaleur, température outil.

Nomenclature

R	Rayon outil (mm)
V_c, V_{eff}	Vitesse de coupe et vitesse de coupe effective (m/min)
N	Fréquence de rotation de la broche (tr/min)
f, f_z	Avance par tour (mm/tr) et avance par dent (mm/dt/tr)
ECT	« Elementary Cutting Tool » (Portion élémentaire de coupe de l'arête)
r, z	Rayon et hauteur locale par portion d'arête (mm)
δ	Angle de position d'arête (°)
$\gamma_n, \lambda_s, \kappa_r, \beta$	Angles de coupe normal, d'inclinaison et d'orientation d'arête de coupe, d'hélice (°)
h, h _c	Hauteur de matière coupée et épaisseur du copeau (mm)
r _c , db	Taux de compression du copeau (sans unité) and largeur de copeau (mm)
A _s	Section de copeau dans le plan de cisaillement (mm ²)
τ_s, τ_y	Contrainte de cisaillement et cission critique (MPa)
ϕ_n, β_n	Angles de cisaillement et de friction (°)
η	Angle d'évacuation du copeau sur la face de coupe (°)
V _{chip}	Vitesse d'écoulement du copeau sur la face de coupe (m/min)
V_n, V_r	Vitesse de coupe normale et radiale (m/min)
V _p	Vitesse d'écoulement dans la zone de cisaillement primaire (m/min)
K _{tc} , K _{fc} , K _{rc}	Coefficients spécifiques de coupe (N/mm ²)
K _{te} , K _{fe} , K _{re}	Coefficients spécifiques d'arête (N/mm ²)

μ_{SSZ}, μ_{TSZ}	Coefficients de frottement des zones de cisaillement secondaire, tertiaire (sans unite)
F_z, M_z	Effort axial (N) et couple (N.m) résultants
dF_z, dM_z	Effort axial (N) et couple (N.m) élémentaire par portion d'arête
dF_t, dF_f, dF_r	Composantes tangentielle, de pénétration et radiale (N) de l'effort résultant par portion d'arête
dP_m, dP_{th}	Puissance mécanique et thermique par portion d'arête (W)
Φ, φ	Flux de chaleur (W) et densité de flux de chaleur (W/mm ²)
β_{SZ}	Coefficient de partage du flux de chaleur entre l'outil et la matière (sans unité)
a_{SSZ}, a_{TSZ}	Largeur du contact outil-copeau dans les zones de cisaillement secondaire et tertiaire

1 Introduction

Le perçage constitue la majeure partie des usinages réalisés lors de l'assemblage des structures aéronautiques. Les contraintes technico-économiques de l'industrie aéronautique poussent les ingénieurs à concevoir des avions avec des matériaux légers et possédant des caractéristiques mécaniques élevées comme le titane, mais ayant une mauvaise usinabilité. Par ailleurs, les améliorations apportées par la géométrie des outils et les paramètres de coupe sont souvent empiriques et les phénomènes thermiques et mécaniques qui se produisent le long de l'arête de coupe restent encore mal compris.

La modélisation des phénomènes est souvent considérée comme un challenge pour les scientifiques, mais il existe encore un gap vis-à-vis des applications industrielles. En effet, la plupart des travaux s'appuie sur un modèle de coupe orthogonale parfois simplifié en regard des opérations industrielles de coupe 3D (Van Luttervelt et al., 1998). Trois approches principales sont proposées dans la littérature concernant la modélisation des procédés d'enlèvement de matière. L'approche numérique s'appuie sur une modélisation du copeau, de la pièce et de l'outil et simule l'enlèvement de matière au moyen d'une méthode par éléments finis (Calamaz et al., 2008). Cette approche est la plus représentative de la réalité mais elle est couteuse en temps de calcul et nécessite l'identification de nombreux paramètres. Ainsi, les études numériques sont bien souvent basées sur un modèle de coupe orthogonal. Les approches analytiques permettent de prévoir le comportement thermodynamique en un temps relativement court (Merchant, 1945; Oxley, 1989; Moufki, 2004). Elles présentent cependant le désavantage d'être moins représentatives de la réalité, en particulier pour ce qui est de la prédiction des champs de température que ce soit dans l'outil ou dans la pièce. Le dernier type d'approche utilisée pour la modélisation des phénomènes de coupe est l'approche hybride (2011). Cette approche, plus largement utilisée pour la prédiction des contraintes résiduelles est à la fois analytique et numérique, permettant ainsi un bon compromis entre temps de calcul et représentativité des phénomènes.

L'approche proposée dans ces travaux est une approche hybride basée sur la discrétisation des courbes d'actions mécaniques mesurées lors du perçage comme présenté dans les travaux de Li and Shih (2007). Partant de ce découpage, une analyse de la coupe oblique locale permet de prédire les angles de cisaillement dans chaque portion d'arête ainsi que les flux de chaleur associés à chaque zone de cisaillement. Cette partie analytique donne les conditions d'entrée de l'étape suivante de simulation numérique par éléments finis afin de déterminer le champ de températures généré dans l'outil. L'approche est mise en œuvre et validée dans le cas du perçage d'un Ti6Al4V avec un outil carbure non revêtu.

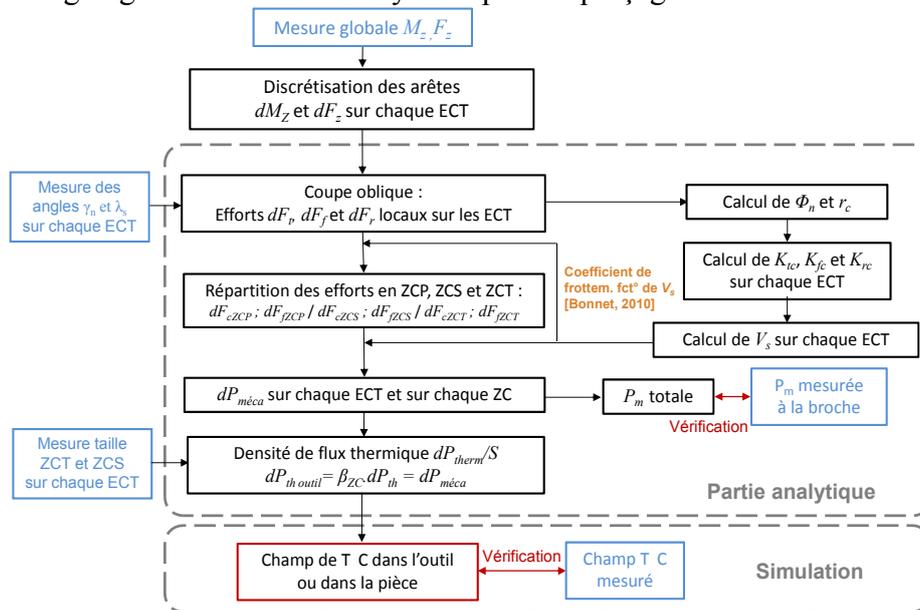
2 Approche proposée : modélisation hybride en perçage

Le modèle se compose d'une partie analytique et d'une numérique. La partie analytique permet, à partir de la mesure globale de l'effort de poussée et du couple, de déterminer

localement sur chaque portion d'arête les sollicitations thermomécaniques générées (Figure 1). Les étapes de cette modélisation analytique sont les suivantes :

- Mesure globale des efforts de coupe (F_z et M_z).
- Discrétisation de l'arête de coupe en ECT (Elementary Cutting Tool)
- Transformation géométrique de coupe oblique pour déterminer les efforts élémentaires locaux dF_t , dF_f et dF_r sur chaque ECT (cf. Figure 5).
- Mise en œuvre d'un modèle de coupe oblique (Armarego & Whitfield, 1985)
- Calcul des efforts élémentaires locaux dans chacune des 3 zones de cisaillement (ZC) pour chaque ECT.
- Calcul des puissances mécaniques sur chaque ECT et dans chaque ZC
- Détermination des flux de chaleur

Figure 1 Organigramme du modèle hybride pour le perçage



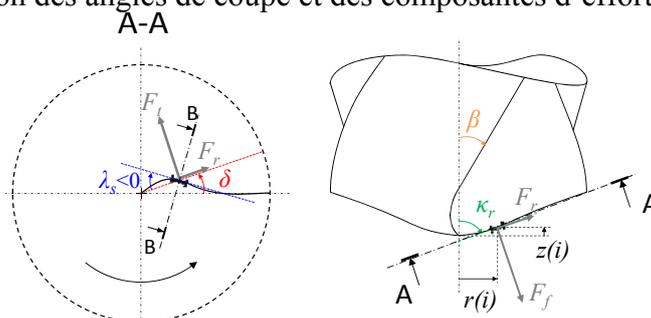
La seconde partie numérique permet, à partir des valeurs de flux obtenues, à l'étape précédente, de simuler les températures générées dans l'outil et d'envisager par la suite la simulation du champ de température dans la pièce.

La simulation des sollicitations thermiques sur l'outil est réalisée par éléments finis sous le logiciel ABAQUS. Le calcul de transfert thermique dans l'outil par conduction est régi par l'équation de la chaleur. Les résultats du modèle peuvent ainsi être comparés aux températures mesurées par thermocouples dans l'outil et dans la pièce (Figure 1).

La partie analytique nécessite 5 types de données d'entrée :

- l'effort de poussée F_z et le couple M_z mesurés au cours du perçage
- les données relatives à la géométrie de l'outil r_i , γ_n , δ , λ_s , κ_r et R (Figure 2)

Figure 2 Définition des angles de coupe et des composantes d'efforts



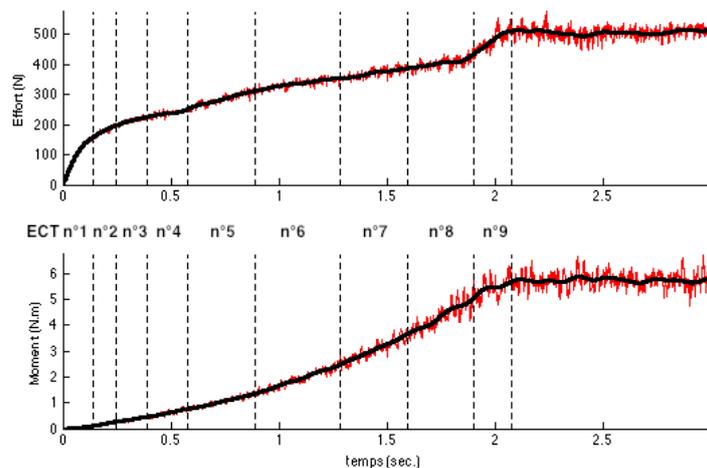
- les paramètres de coupe V_c et f
- les données matériaux : frottement μ_{ZCS} , μ_{ZCT} ; coefficient de partage thermique β_{ZC}
- les tailles des ZCS et ZCT mesurées sur chaque ECT : a_{ZCS} et a_{ZCT} .

3 Détermination analytique des flux thermiques exercées sur l'outil

3.1 Discrétisation de l'arête de coupe

L'acquisition des efforts permet de déterminer les courbes d'évolution de l'effort de poussée F_z et du moment M_z (Figure 3). Ces courbes filtrées sont ensuite exploitées au niveau de la montée en effort. En effet, au fur et à mesure que le foret pénètre dans la matière, les efforts cumulés correspondent à la somme des contributions de chaque portion d'arête (Figure 4). Cette approche, par discrétisation de la montée en effort, est notamment utilisée dans les travaux de Li & Shih (2007).

Figure 3 Discrétisation des courbes d'effort dans la zone de pénétration de l'outil



3.2 Transformation géométrique de coupe oblique pour identifier les efforts élémentaires locaux

En coupe oblique, l'angle λ_s est non nul et l'effort résultant (de l'outil sur la pièce) est décomposé en 3 composantes appelées composante tangentielle F_t , de pénétration F_f et radiale F_r . Lorsque l'arête de coupe est discrétisée en ECT, ces composantes, représentées sur la figure 2 deviennent des efforts élémentaires locaux et sont notés dF_t , dF_f et dF_r ($dF_c = \sqrt{dF_t^2 + dF_r^2}$).

Les travaux de Lin et al. (1982) sur la prévision des efforts de coupe pour des conditions de coupe oblique mettent en évidence que l'effort radial peut aussi être exprimé de la manière suivante :

$$\square \quad dF_r = \frac{dF_t (\sin \lambda_s - \cos \lambda_s \sin \gamma_n \tan \eta) - dF_f \cos \gamma_n \tan \eta}{\sin \lambda_s \sin \gamma_n \tan \eta + \cos \lambda_s} \quad (1)$$

avec η l'angle d'évacuation du copeau sur la face de coupe.

□ Les étapes qui suivent permettent de déterminer les efforts élémentaires locaux dF_t , dF_f et dF_r à partir de la mesure de l'effort de pénétration F_z et du couple M_z qui sont respectivement la somme des efforts élémentaires dF_z et des couples élémentaires dM_z . L'effort tangentiel élémentaire peut être exprimé directement en fonction du moment mesuré et du rayon effectif milieu $r(i)$ de l'ECT :

$$dF_t(i) = \frac{dM_z(i)}{2r(i)} \quad (2)$$

Le cas du perçage est une application particulière de la coupe oblique dans laquelle il est nécessaire de prendre en compte l'angle d'orientation d'arête de coupe local κ_r . Ainsi, les résultats des travaux de Altintas (2000) permettent d'exprimer les efforts élémentaires de pénétration dF_f et radiaux dF_r en fonction de l'effort de poussée mesuré dF_z :

$$dF_z = dF_f \cos \gamma_d \sin \kappa_r - dF_r (\cos \lambda_s \cos \kappa_r + \sin \lambda_s \sin \gamma_d \sin \kappa_r) \quad (3)$$

avec $\gamma_d = \arctan(\tan \delta \cos \kappa_r)$

En remplaçant dF_r de l'expression (1) dans l'expression (3), on peut donc exprimer la composante dF_f en fonction de dF_z et dF_t . En faisant l'hypothèse de Stabler (1951), c'est-à-dire $\eta \approx \lambda_s$, on obtient :

$$dF_f = \frac{dF_z + a \cdot dF_t}{b} \quad (4)$$

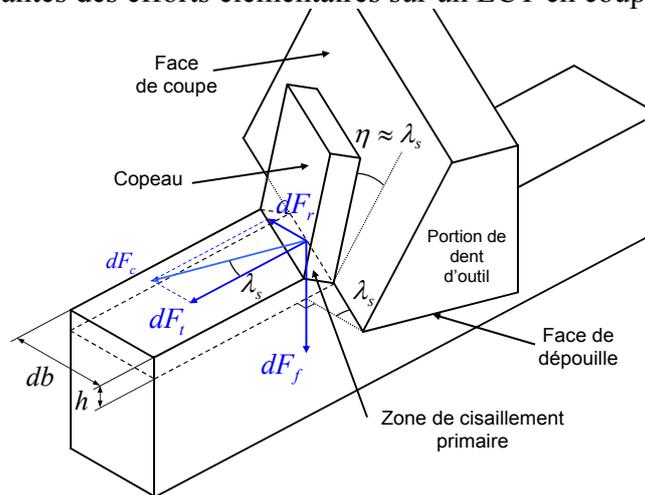
$$\text{avec } a = \frac{\sin \lambda_s (1 - \sin \gamma_n) (\cos \kappa_r + \tan \lambda_s \sin \gamma_d \sin \kappa_r)}{\tan^2 \lambda_s \sin \gamma_n + 1} \quad (5)$$

$$\text{et } b = \cos \gamma_d \sin \kappa_r + \frac{\cos \gamma_n \tan \lambda_s}{(\tan^2 \lambda_s \sin \gamma_n + 1)} (\cos \kappa_r + \tan \lambda_s \sin \gamma_d \sin \kappa_r) \quad (6)$$

La composante dF_r est enfin déterminée grâce à l'équation (1).

L'approche développée dans le paragraphe suivant a pour but de déterminer les angles de cisaillement locaux sur chaque ECT à partir des efforts locaux, précédemment calculés, et d'un modèle de prévision des efforts de coupe.

Figure 4 Composantes des efforts élémentaires sur un ECT en coupe oblique



3.3 Mécanique de la coupe oblique

Les travaux proposés par Altintas (2000) permettent de prévoir les efforts de coupe globaux en perçage, en sommant les contributions d'effort associées aux différentes portions d'arête. Ces contributions d'effort sont déterminées à partir d'essais de coupe orthogonale, et considérant une approche empirique de type Armarego (1985) qui permet de déduire les composantes d'effort dF_t , dF_f et dF_r pour un cas de coupe oblique :

$$\begin{cases} dF_t = K_{tc} \cdot db \cdot h + K_{te} \cdot db \\ dF_f = K_{fc} \cdot db \cdot h + K_{fe} \cdot db \\ dF_r = K_{rc} \cdot db \cdot h + K_{re} \cdot db \end{cases} \quad (7)$$

avec K_{tc} , K_{fc} et K_{rc} les coefficients spécifiques de coupe et K_{te} , K_{fe} et K_{re} les coefficients spécifiques d'arête. Le paramètre db est la largeur de coupe. Les coefficients spécifiques de coupe dépendent des angles de coupe locaux, de l'angle de cisaillement local Φ_n , de l'angle de friction β_n et de la contrainte de cisaillement τ_s .

Dans la méthode retenue, Φ_n est évalué d'après selon le principe du maximum de contrainte de cisaillement (Krystof, 1939) :

$$\tau_s = \frac{\sqrt{dF_t^2 + dF_f^2 + dF_r^2} \cos(\phi_n + \beta_n - \gamma_n)}{A_s}$$

Connaissant Φ_n et la géométrie locale, les coefficients spécifiques de coupe sont calculés, puis les K_{te} et K_{fe} sont identifiés (K_{re} est supposé négligeable : Altintas, 2000). Le modèle nous permet ainsi de valider la transposition géométrique réalisée pour obtenir les composantes dF_t , dF_f et dF_r .

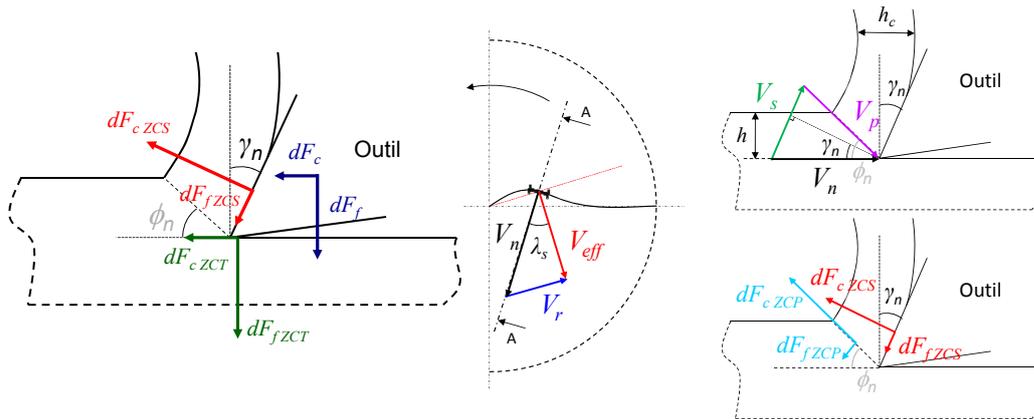
3.4 Répartition des efforts entre les zones de cisaillement

En faisant le bilan des actions mécaniques sur l'outil, les efforts dF_c et dF_f , s'expriment en fonction des composantes d'effort dans la ZCS et celles dans la ZCT. En considérant, de plus, que les zones de frottement sont régies par une loi de type Coulomb (coefficient de frottement μ), les composantes de pénétration sur chaque ZCT peuvent être établies:

$$dF_{fZCT} = \frac{dF_c (\mu_{ZCS} \cos \gamma_n - \sin \gamma_n) - dF_f (\mu_{ZCS} \sin \gamma_n + \cos \gamma_n)}{\mu_{ZCT} (\mu_{ZCS} \cos \gamma_n - \sin \gamma_n) - \mu_{ZCS} \sin \gamma_n - \cos \gamma_n} \quad (09)$$

$$dF_{fZCS} = \frac{-dF_c \cdot \mu_{ZCS} + dF_f \cdot \mu_{ZCS} \mu_{ZCT}}{\mu_{ZCT} (\mu_{ZCS} \cos \gamma_n - \sin \gamma_n) - \mu_{ZCS} \sin \gamma_n - \cos \gamma_n} \quad (10)$$

Figure 5 Bilans des actions mécaniques et des vitesses sur l'outil et sur le copeau



Les autres composantes sont obtenues à partir des formules suivantes :

$$\begin{cases} dF_{cZCS} \cdot \mu_{ZCS} = dF_{fZCS} \\ dF_{cZCT} = dF_{fZCT} \cdot \mu_{ZCT} \end{cases} \quad \begin{cases} dF_{rZCS} = dF_{cZCS} \sin \lambda_s \\ dF_{rZCT} = dF_{cZCT} \sin \lambda_s \end{cases} \quad \begin{cases} dF_{tZCS} = dF_{cZCS} \cos \lambda_s \\ dF_{tZCT} = dF_{cZCT} \cos \lambda_s \end{cases} \quad (11)$$

Les composantes d'effort dans la zone de cisaillement sont obtenues par le bilan des actions mécaniques sur le copeau :

$$\begin{cases} dF_{cZCP} = dF_{cZCS} \cos(\phi_n - \gamma_n) - dF_{fZCS} \sin(\phi_n - \gamma_n) \\ dF_{fZCP} = dF_{cZCS} \sin(\phi_n - \gamma_n) + dF_{fZCS} \cos(\phi_n - \gamma_n) \end{cases} \quad (12) \quad \begin{cases} dF_{rZCP} = dF_{cZCP} \sin \lambda_s \\ dF_{tZCP} = dF_{cZCP} \cos \lambda_s \end{cases} \quad (13)$$

Pour déterminer ensuite les différentes puissances, il est nécessaire de connaître la vitesse de coupe effective sur chaque ECT, qui se décompose en une composante normale V_n et une composante radiale V_r (Figure 5). Les composantes sont obtenues à partir des expressions suivantes :

$$V_{eff} = \frac{r(i)}{R} V_c \quad ; \quad V_p = \frac{V_{eff} \cos(\gamma_n)}{\cos \lambda_s \cos(\phi_n - \gamma_n)} \quad ; \quad V_r = V_{eff} \tan(\lambda_s) \quad ; \quad V_n = \frac{V_{eff}}{\cos(\lambda_s)} \quad (14)$$

avec $r(i)$ le rayon local de chaque ECT indicé i .

Dans la ZCS, il est nécessaire de déterminer la vitesse de glissement du copeau sur la face de coupe pour calculer la puissance de coupe associée à cette zone. Cette vitesse est calculée à partir de l'hypothèse de Stabler (1964) selon laquelle $\eta \approx \lambda_s$ et du taux de compression du copeau r_c :

$$V_s = V_{eff} \cdot r_c \quad \text{avec} \quad r_c = \frac{h}{h_c} = \frac{\tan \phi_n}{\tan \phi_n \sin \gamma_n + \cos \gamma_n} \quad (15)$$

Sachant que la vitesse d'avance V_f suivant l'axe de perçage est très faible devant la vitesse de coupe V_c , la part de puissance associée à la vitesse de plongée de l'outil est négligée. Ainsi, la puissance mécanique dans la zone de cisaillement primaire peut s'écrire :

$$dP_{mZCP} = V_p \cdot dF_{cZCP} + V_n \sin \phi_n \cdot dF_{fZCP} \quad (16)$$

La puissance mécanique en ZCS ne prend en compte que la contribution de dF_{fZCS} :

$$dP_{mZCS} = dF_{fZCS} \cdot V_s \quad (17)$$

La puissance mécanique générée dans la ZCT dépend d'une part de la vitesse radiale et de la vitesse normale à l'arête de coupe :

$$dP_{mZCT} = V_r \cdot dF_{rZCT} + V_n \cdot dF_{cZCT} \quad (18)$$

La puissance mécanique totale par arête du foret est par conséquent la somme des puissances élémentaires dans chaque zone de cisaillement :

$$P_{m\text{ totale}} = \int_{\text{arête}} (dP_{mZCP} + dP_{mZCS} + dP_{mZCT}) \quad (19)$$

3.5 Calcul des transferts de chaleur dans les zones de cisaillement

La densité de flux thermique est déterminée à partir de la puissance thermique, elle-même déduite de la puissance mécanique évaluée précédemment. Pour chacune des zones de cisaillement, l'hypothèse est faite que la totalité de la puissance mécanique est transformée en puissance thermique :

$$P_{thZCP} = P_{mZCP} \quad ; \quad P_{thZCS} = P_{mZCS} \quad ; \quad P_{thZCT} = P_{mZCT} \quad (22)$$

Le flux de chaleur reçu par le copeau dans la ZCP est déterminé d'après les travaux de Schmidt (1949) qui précisent que 90% de la chaleur est évacuée par le copeau.

$$\Phi_{ZCP \rightarrow \text{copeau}} = 0.9 P_{thZCP} \quad \text{et} \quad \Phi_{ZCP \rightarrow \text{pièce}} = 0.1 P_{thZCP} \quad (23)$$

Pour la modélisation des sollicitations sur l'outil, seuls les flux des ZCS et ZCT sont à calculer. Le partage des flux de chaleur est identifié expérimentalement par des essais de tribologie tirés des travaux de Bonnet (2010). Le coefficient de partage β_{ZC} est donc identifié par une loi puissance, donc 2 coefficients a_β et b_β tel que :

$$\Phi_{ZCS \rightarrow \text{outil}} = \beta_{ZC} \cdot P_{thZCS} \quad \text{avec} \quad \beta_{ZC} = a_\beta \cdot V_s^{b_\beta} \quad (24)$$

La loi puissance est identifiée pour un outil carbure non revêtu et un Ti6Al4V, recuit bêta. Le coefficient de partage dépend de la vitesse de glissement du copeau pour la ZCS, la vitesse de coupe effective dans la ZCT :

$$\Phi_{ZCS \rightarrow \text{outil}} = 1.19 \cdot V_s^{-0.23} P_{th\ ZCS} \quad \text{et} \quad \Phi_{ZCT \rightarrow \text{outil}} = 1.19 \cdot V_{eff}^{-0.23} P_{th\ ZCT} \quad (25)$$

La densité de flux de chaleur est ensuite déduite de la mesure des largeurs de zones de contact a_{ZCS} et a_{ZCT} (Figure 6). Les densités de flux associées à chaque ECT, sont enfin obtenues à partir des expressions suivantes :

$$\varphi_{ZCS \rightarrow \text{outil}} = \frac{\sin \chi_r}{a_{ZCS} dr} \cdot \Phi_{ZCS \rightarrow \text{outil}} \quad \text{et} \quad \varphi_{ZCT \rightarrow \text{outil}} = \frac{\sin \chi_r}{a_{ZCT} dr} \cdot \Phi_{ZCT \rightarrow \text{outil}} \quad (26)$$

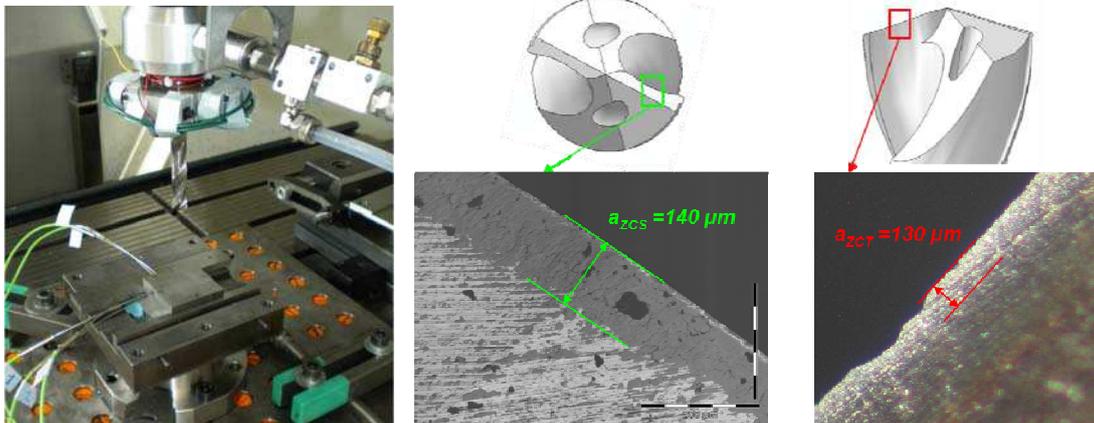
5 Application et simulation du champ de température dans l'outil

5.1 Protocole expérimental

Les essais sont menés sur un centre d'usinage DMG en utilisant un outil hélicoïdal de $\varnothing 12$ mm avec un substrat en WC-12%Co non revêtu. L'effort de poussée F_z et le couple M_z sont mesurés à l'aide d'une platine Kistler de type 9272A, adaptée au perçage. La lubrification est de type micro-pulvérisation (90% air-10% huile) par le centre de l'outil et est effectuée à débit imposé, égal à 2.2 mL/min. Au cours de l'essai, la température est mesurée simultanément dans la pièce à l'aide de thermocouples logés dans des trous radiaux de $\varnothing 1$ mm mais aussi dans l'outil. En effet, un thermocouple logé, dans une gorge usinée le long de l'outil, permet d'obtenir la température à 2 mm de l'arête principale et à 1 mm du listel. L'acquisition du signal se fait à 1 Hz par système de radio fréquence monté sur le porte outil (Figure 6).

Au niveau des paramètres de coupe, plusieurs avances sont testées ($f = 0.05/0.1/0.15$ mm/tr) pour $V_c = 20$ m/min avec ou sans lubrification.

Figure 6 Montage expérimental et mesure des zones de contact



5.2 Comparaison du modèle et des grandeurs expérimentales

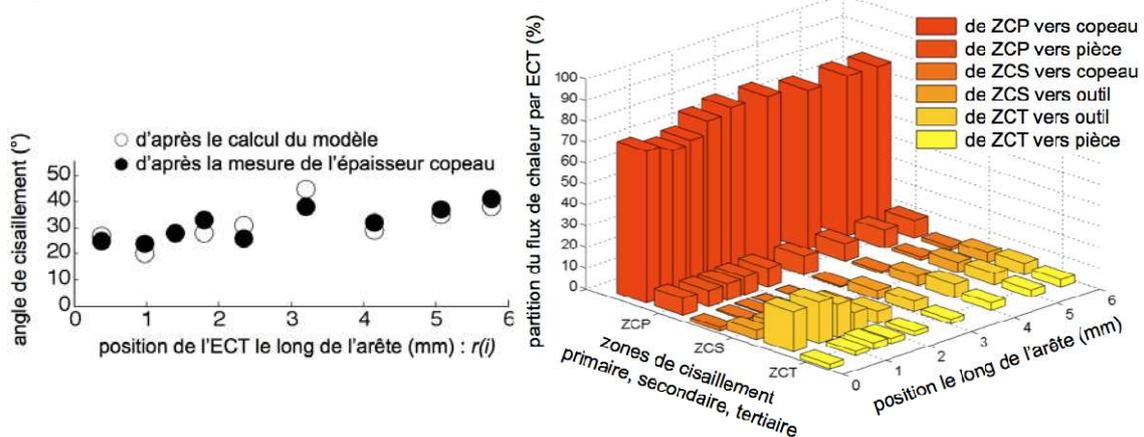
L'approche analytique développée dans le paragraphe précédent permet de calculer d'une part les angles de cisaillement locaux et la répartition des flux de chaleur entre les zones de cisaillement. On observe sur la Figure 7 une forte corrélation entre les angles calculés et ceux obtenus à partir de la mesure des épaisseurs locales du copeau.

De plus, les puissances mécaniques issues de la mesure et celles vérifiées par le calcul sont très proches.

- pour $f = 0.05$ mm/tr : $P_{m_mesure} = 184$ W et $P_{m_calcul} = 188$ W
- pour $f = 0.1$ mm/tr : $P_{m_mesure} = 316$ W et $P_{m_calcul} = 326$ W
- pour $f = 0.15$ mm/tr : $P_{m_mesure} = 439$ W et $P_{m_calcul} = 468$ W

De même, d'après les travaux de Komanduri (1982) sur le Ti6Al4V, le flux de chaleur généré se répartit à 80% dans le copeau, 10% dans l'outil et 10% dans la pièce. En sommant la contribution des 2 zones de cisaillement pour l'outil, le copeau et la pièce, l'ordre de grandeur des résultats du modèle (Figure 7) est proche des valeurs des travaux de Komanduri (1982).

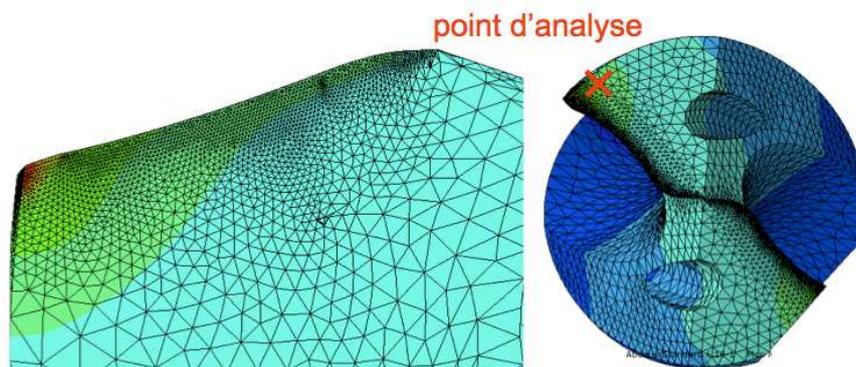
Figure 7 Vérification du Φ_n calculé et répartition des flux de chaleur sur les zones



La simulation du champ de températures est réalisée à l'aide du logiciel ABAQUS Explicit. La simulation 3D du chargement exercé sur l'outil est uniquement thermique et les paramètres matériau du carbure sont $\rho = 14600 \text{ kg.m}^{-3}$, $k = 75 \text{ W.m}^{-1}.\text{°C}^{-1}$ et $C_p = 220 \text{ J.kg}^{-1}.\text{°C}^{-1}$. La CAO utilisée est celle fournie par le constructeur outil. Le maillage est tétraédrique et une condition limite de température ambiante (20°) est imposée sur la surface de l'outil en contact avec le porte outil. L'influence de la lubrification n'est pour l'instant pas prise en compte dans la simulation.

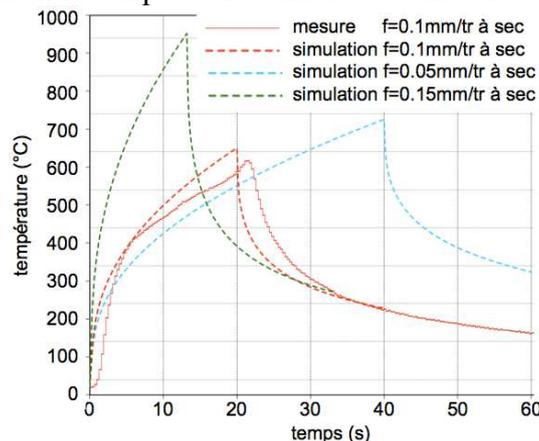
Les résultats montrent que la majeure partie de la température est générée au niveau de l'extrémité de l'arête de coupe où la température maximale simulée est de 1806°C (Figure 9). En comparaison, la température de fusion du carbure est de 2870°C .

Figure 9 Champ de température dans l'outil ($f = 0.1 \text{ mm/tr}$; $V_c = 20 \text{ m/min}$)



La mesure de la température au cours du perçage a été effectuée pour plusieurs avances. On observe que la température générée dépend fortement de l'avance et que le perçage à sec entraîne localement des températures très élevées (Figure 9).

Par ailleurs, comme la lubrification n'est pas prise en compte dans la simulation, seule la configuration $f = 0.1 \text{ mm/tr}$; $V_c = 20 \text{ m/min}$, réalisée avec lubrification et à sec, peut être directement comparée à la simulation. Les courbes tracées sur la Figure 10 montrent une bonne corrélation entre le cas expérimental et le cas simulé.

Figure 10 Comparaison entre températures simulées et mesurées dans l'outil

6 Conclusion

Ces travaux présentent une approche hybride dédiée au perçage du Ti6Al4V pour prédire le champ de température dans l'outil. Cette approche est originale car elle permet d'analyser les interfaces outil/copeau et outil/pièce sur chaque portion d'arête à partir d'une seule mesure de perçage. De plus, cette approche ne nécessite pas d'essais de coupe orthogonale, ni de mesure de l'épaisseur de copeau car l'angle de cisaillement est déterminé analytiquement. Les résultats montrent que pour un faible temps de calcul une bonne corrélation entre la température simulée et la température mesurée dans l'outil pour un cas d'usinage à sec. Cette première validation des travaux doit être confirmée par d'autres cas d'études sous différentes conditions de perçage, pour différents matériaux et différentes géométries d'outil. Des études complémentaires doivent en particulier être menées pour la modélisation de la lubrification.

References

- C.A. Van Luttervelt, T.H.C. Childs, I.S. Jawahir, F. Klocke, P.K. Venunod (1998) 'Present situation and future trends in modelling of machining operations', *Annals of the CIRP*, Vol. 47/2, pp. 587-626.
- M. Calamaz, D. Coupard, F. Girot (2008) 'A new material model for 2D numerical simulation of serrated chip formation when machining titanium alloy Ti-6Al-4V', *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, vol. 48, pp. 275-288.
- M.E. Merchant (1945) 'Mechanics of the cutting process'. *Journal of applied physics*, vol. 16, pp 318-324
- P.L.B. Oxley (1989) 'Mechanics of machining: An analytical approach to assess machinability'. Ellis Horwood Limited, ISBN 0-7458-0007-6.
- A. Moufki, A. Devillez, D. Dudzinski, A. Molinari (2004) 'Thermomechanical modelling of oblique cutting and experimental validation', *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, Vol. 44, pp. 971-989.
- F. Valiorgue, J. Rech, H. Hamdi, P. Gilles, J.M. Bergheau (2011) '3D modeling of residual stresses in finish turning of an AISI304L stainless steel', *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, DOI: 10.1016/j.ijmachtools.2011.09.011.
- R. Li, A.J. Shih (2007) 'Spiral point drill temperature and stress in high throughput drilling of titanium', *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, Vol. 47, pp. 2005-2017.
- Y. Altintas (2000) 'Manufacturing Automation', Cambridge University Press, N° ISBN 0-521-65029-1.
- E.J.A. Armarego, R.C. Whitfield (1985) 'Computer based Modelling of popular machining operations for force and power predictions', *Annals of the CIRP*, Vol. 34, pp. 65-69.
- G.V. Stabler (1964) 'The chip flow law and its consequences'. *Advances in Machine Tool design and research*, pp. 243-251.
- R. Komanduri (1982) 'Some clarifications on the mechanics of chip formation when machining titanium alloys', *Wear*, Vol. 76, pp. 15-34.
- A.O. Schmidt, J.R. Roubik (1949) 'Distribution of heat generated in drilling', *transaction of the ASME*, Vol. 71, pp. 245-252.
- C. Bonnet (2010) 'Compréhension des mécanismes de coupe lors du perçage à sec de l'empilage Ti6Al4V/Composite fibre de carbone', *Thèse de l'école Nationale Supérieure d'Arts et Métiers*.