

Prédiction des contraintes résiduelles d'usinage

Daniel Nélias & Vincent Boucly

INSA Lyon, LaMCoS (UMR 5259), 69621 Villeurbanne Cedex, France
daniel.nelias@insa-lyon.fr

Résumé :

Les contraintes résiduelles d'usinage résultent du chargement thermomécanique transitoire à l'interface entre l'outil et la pièce. La valeur de cette contrainte en surface ainsi que son gradient dans la profondeur jouent un rôle clé pour la durabilité des surfaces fonctionnelles. Un modèle de contact thermo-élastoplastique frottant/glissant a été développé. Il permet de simuler le contact entre un massif élastique en rotation autour de son axe, l'outil, et un massif élastoplastique en translation, la pièce. L'analyse inclut les effets normaux et tangentiels dus à l'effort normal et au frottement à l'interface. La dissipation à l'interface est également considérée. Des premiers résultats sont présentés pour des chargements thermomécaniques stationnaires ou transitoires.

Abstract :

Residual stresses due to machining are the results of the thermo-mechanical history of the piece/tool interface. The magnitude and the gradient of stress play a key role for the surface integrity. A thermo-mechanical model has been developed. It allows simulating the rolling/sliding contact between an elastic tool in rotation along its own axis and an elasto-plastic flat in translation. The analysis includes the effects of both the normal and tangential loading. Frictional heating is also considered. First results are presented for stationary and transient thermo-mechanical loading history.

Mots-clefs : Contraintes résiduelles, usinage, rectification

1 Introduction

La connaissance des contraintes résiduelles résultant d'une opération de super finition est de première importance à la fois dans la maîtrise des procédés et pour l'utilisateur final. Une meilleure compréhension des mécanismes mis en jeu doit permettre à terme d'optimiser les procédés vis-à-vis d'une utilisation donnée. Nous nous attacherons ici à modéliser le contact entre l'outil (meule) et la pièce par une méthode intégrale (ou méthode semi-analytique). Cette analyse permet d'isoler la contribution des efforts normaux et tangentiels à l'interface de celle des effets thermiques liés au passage d'une source mobile.

La résolution du problème de contact par une méthode semi-analytique signifie qu'il est fait usage de solutions analytiques élémentaires intégrées numériquement sur le domaine d'intérêt. Les solutions analytiques dérivent d'une hypothèse qui est celle de massifs semi-infinis. L'utilisation d'un maillage uniforme selon chaque direction permet l'emploi des transformées de Fourier rapides ce qui accélère grandement la résolution. Il est ainsi possible d'obtenir des solutions tridimensionnelles pour un temps CPU comparable à celui d'une analyse 2D par éléments finis.

C'est à notre connaissance la première fois que cette démarche est utilisée pour prédire les contraintes résiduelles de rectification. Cette étude exploratoire s'inspire des développements théoriques et numériques de Jacq et al. (2002) pour la prise en compte de la plasticité et de ceux de Liu et Wang (2001) pour les effets thermiques. Ces 2 approches ont été récemment couplées (Boucly et al., 2005), et les procédures numériques optimisées tant pour le problème de contact résolu par la méthode du gradient conjugué (Polonsky et Keer, 1999) que pour la plasticité via un algorithme de « return mapping » (Fotiu et Nemat-Nasser, 1996 ; Nélias et al., 2006). Notons

que les relations analytiques donnant les contraintes résiduelles produites par un cuboïde plastique sont données par Chiu (1977, 1978).

Cette approche est différente des approches conventionnelles, citons par exemple les travaux récents de Warren et Guo (2005) et ceux de Hamdi et al (2005), basées sur l'utilisation des éléments finis généralement en déformations planes.

2 Formulation du contact thermo-élasto-plastique

2.1 Contact élastique

Le problème de contact consiste à résoudre le système d'équations et d'inéquations suivant :

$$\sum_{(k,l) \in I_g} K_{i-k,j-l} p_{kl} = h_{ij} + \alpha, \quad (i,j) \in I_c \quad (1a)$$

$$p_{ij} > 0, \quad (i,j) \in I_c; \quad (1b)$$

$$\sum_{(k,l) \in I_g} K_{i-k,j-l} p_{kl} \geq h_{ij} + \alpha, \quad (i,j) \notin I_c; \quad (1c)$$

$$p_{ij} = 0, \quad (i,j) \notin I_c; \quad (1d)$$

$$a_x a_y \sum_{(i,j) \in I_g} p_{ij} = P_0. \quad (1e)$$

où α est le déplacement de corps rigides, a_x et a_y les pas dans les directions x et y, respectivement, P_0 la charge normale totale, h_{ij} la séparation entre les surfaces et I_c l'aire de contact.

2.2 Résolution du problème de contact par la méthode du gradient conjugué et les transformées de Fourier discrètes

Deux situations peuvent se présenter : la charge P peut être imposée, le rapprochement de corps solide est alors une inconnue, ou alors on impose une valeur de α et la charge normale devient solution de système d'équations (1). Dans le premier cas l'algorithme est donné par Polonsky et Keer (1999), dans le second cas il est détaillé dans Boucly et al. (2007).

2.3 Prise en compte des effets thermiques et plastiques

La résolution du problème de contact élastique constitue l'un des modules du code thermo-élasto-plastique. Pour de plus amples détails le lecteur peut se référer à Jacq et al. (2002) et Boucly et al. (2005). Un algorithme de « return-mapping » avec un prédicteur élastique et un correcteur plastique et un critère de plasticité de Von Mises a été implémenté (Nélias et al., 2006) ce qui a significativement accéléré la convergence.

A partir d'un état initial – géométrie, déformations plastiques et état d'écrouissage en chaque point – et en imposant soit la charge normale soit le rapprochement de corps solides un premier calcul consiste à calculer les déplacements résiduels (Jacq et al., 2002). Le contact thermo-élastique est résolu dans un second temps. Par rapport à une analyse élastique conventionnelle les déformations thermiques ont pour effet de modifier les déplacements, en particulier ceux des points de la surface, cf. éq. (2a). La plasticité quant à elle produit un déplacement résiduel de chaque point de la surface, ce qui induit une modification de la géométrie, cf. éq. (2b). Pour de plus amples détails le lecteur peut se référer à Boucly et al. (2005).

$$u_{ij} = u_{ij}^e + u_{ij}^t \quad (2a)$$

$$h_{ij} \leftarrow h_{ij} + u_{ij}^r \quad (2b)$$

Dans l'équation (2a) u_{ij} est le déplacement total, u_{ij}^e est le déplacement élastique, et u_{ij}^t le déplacement induit par les déformations thermiques (Liu et Wang, 2001 ; Boucly et al., 2005), qui s'écrit :

$$u^t(A) = \int_{\Omega} m \cdot T(M) \cdot \varepsilon_{3kk}^*(M, A) \cdot d\Omega \quad (3)$$

avec $m = \alpha_t [E/(1-2\nu)]$ et α_t le coefficient de dilatation thermique. A représente le point courant, M le point d'intégration, $T(M)$ l'élévation de température en M de volume Ω , et $\varepsilon_{3kk}^*(M, A)$ le tenseur des déformations élastiques au point M produit par une charge ponctuelle normale et unitaire (i.e. agissant selon la direction 3) appliquée au point A de la surface. Dans le cas d'une source surfacique en régime stationnaire, u^t peut être réécrit de la manière suivante :

$$u^t(A) = \frac{\alpha_t(1+\nu)}{\pi} \cdot q^{**} \int_0^{+\infty} (G^T ** G^U) \cdot d\xi_3 \quad (4)$$

avec $q = Q_f \times p$ le flux de chaleur sur la surface (W/m^2) à l'origine de l'augmentation de température. $Q_f = \beta \times \mu_f \times V$ est le facteur de chaleur (m/s), avec β le coefficient de répartition de chaleur ($0 < \beta < 1$), μ_f le coefficient de frottement, et V la vitesse de glissement (m/s). G^T et G^U sont 2 fonctions de Green, voir Boucly et al. (2005).

La géométrie initiale h_{ij} est mise à jour dans l'équation (2b) avec u_{ij}^r le déplacement résiduel. Ce dernier est calculé à partir du tenseur des déformations plastiques :

$$u_{ij}^r(A) = 2\mu \int_{\Omega_p} \varepsilon_{ij}^p(M) \cdot \varepsilon_{3ij}^*(M, A) d\Omega \quad (5)$$

avec A le point courant, M le point d'intégration, μ le coefficient de Lamé, Ω_p le volume plastique (où ε^p est non nul), $\varepsilon^p(M)$ le tenseur des déformations plastiques (totales) au point M .

L'incrément de déformation plastique $\delta\varepsilon^p$ est alors calculé par la méthode de Newton-Raphson avec un algorithme de « return-mapping » (Fotiu and Nemat-Nasser, 1996) selon la procédure décrite par Nélías et al. (2006). L'incrément de déplacement résiduel des points de la surface est alors calculé et ajouté à la géométrie initiale, Eq. (2b), jusqu'à convergence. Il est alors possible de modifier le chargement ou de déplacer les solides l'un par rapport à l'autre.

3 Application à la prédiction des contraintes résiduelles de rectification

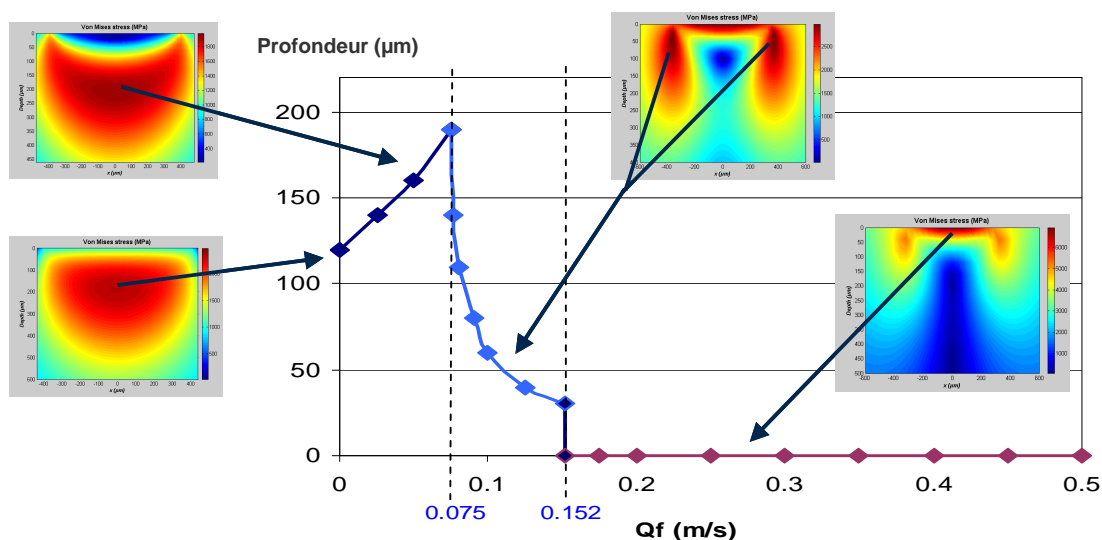


FIG. 1 – Profondeur où la contrainte de Von Mises sous charge est maximale, en fonction du facteur de chaleur $Q_f = \mu_f \cdot \beta \cdot \Delta U$ (contact sphère/plan stationnaire).

Un premier exemple qualitatif montrant la compétition entre les effets thermique et mécanique est présenté dans la Fig.1. Il s'agit du contact entre une sphère élastique ($E=210\text{ GPa}$, $\nu=0,3$) adiabatique de diamètre 15 mm en contact avec un plan élastoplastique en acier 100Cr6 de mêmes propriétés élastiques et de loi d'érouissage (isotrope) $\sigma_{VM}=B(C+\epsilon^p)^n$ avec $B=945\text{ MPa}$, $C=20$ et $n=0,121$, ϵ^p étant exprimée en μdef . Les propriétés thermiques de l'acier 100Cr6 sont les suivantes : $K=50,2\text{ W/m.K}$ et $\alpha_t=11,7\text{ }\mu\text{m/m.K}$. La charge normale est égale à la charge critique, i.e. au moment de l'apparition d'une zone plastique et les effets tangentiels sont ici négligés. Le contact est stationnaire et permanent c'est-à-dire que la zone de contact et donc la source de chaleur sont immobiles, et le temps d'observation est infini.

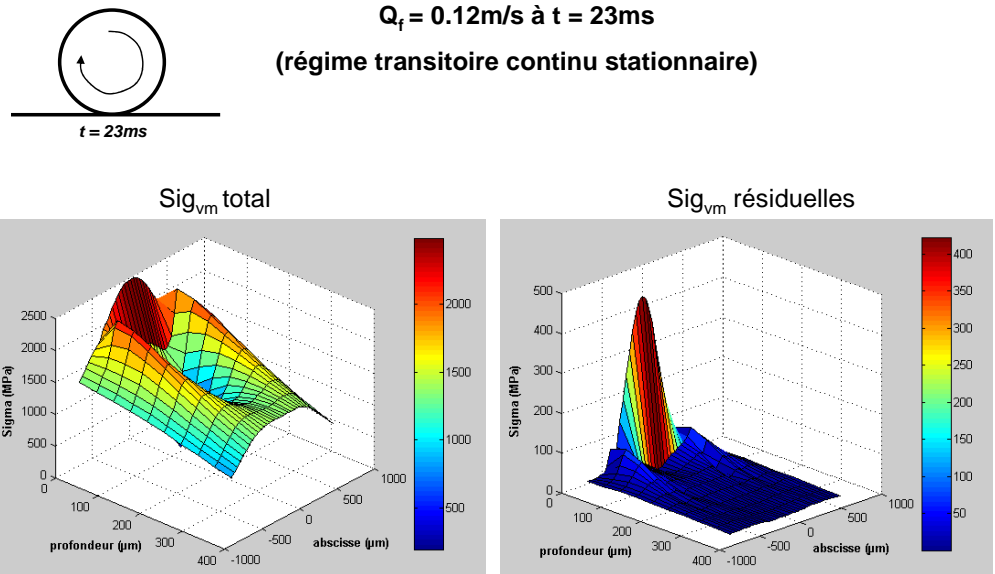


FIG. 2 – Contrainte de Von Mises sous charge et résiduelles après 23 ms en régime transitoire continu stationnaire (contact sphère/plan stationnaire).

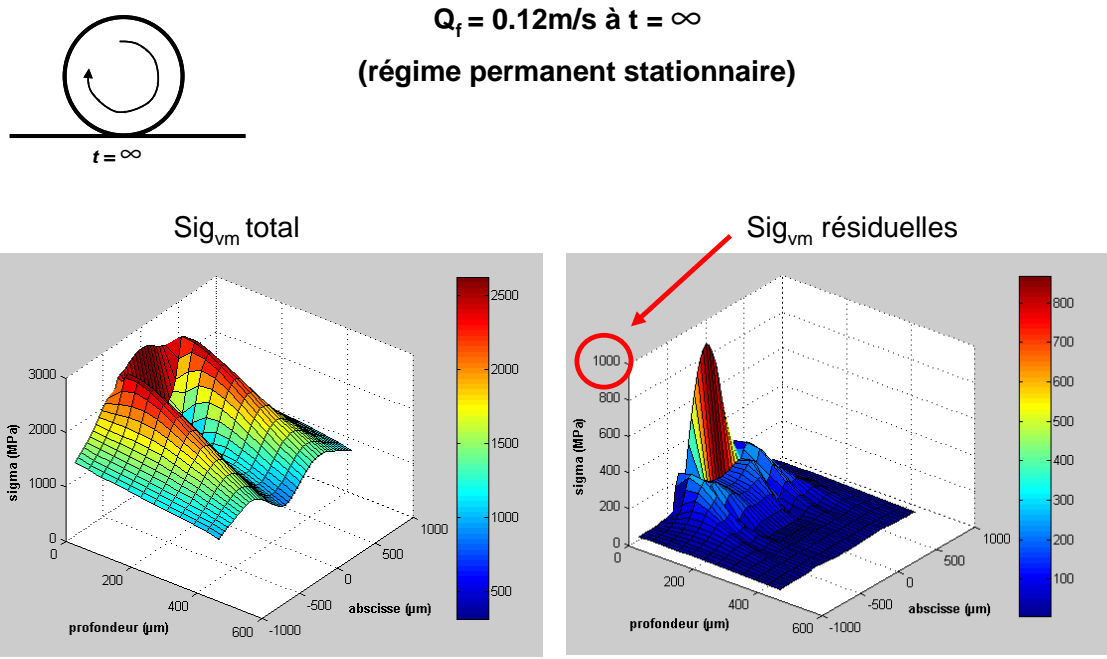
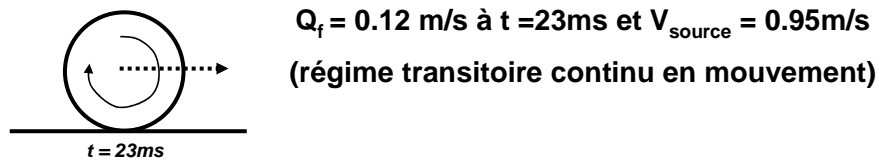


FIG. 3 – Contrainte de Von Mises sous charge et résiduelles en régime permanent stationnaire (contact sphère/plan stationnaire).



$Q_f = 0.12 \text{ m/s}$ à $t = 23ms$ et $V_{\text{source}} = 0.95 \text{ m/s}$
 (régime transitoire continu en mouvement)

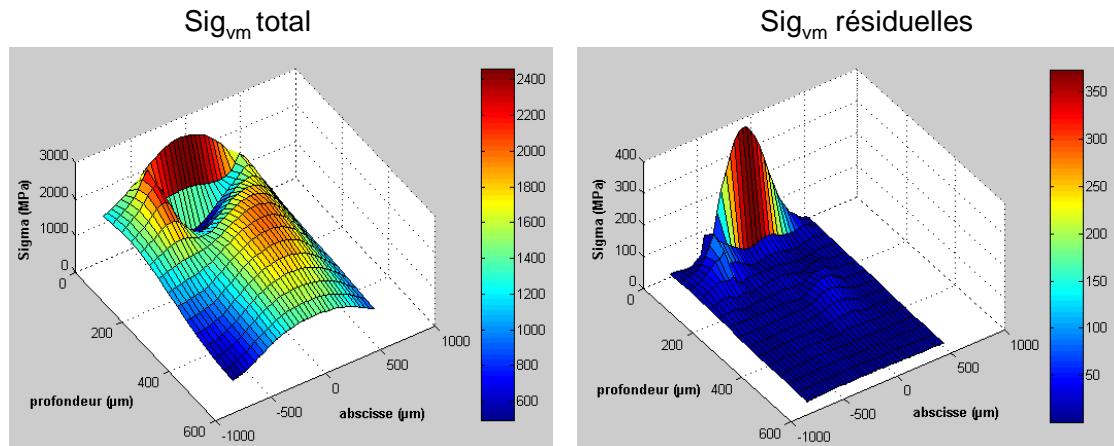


FIG. 4 – Contrainte de Von Mises sous charge et résiduelles après 23 ms en régime transitoire continu avec mouvement (contact sphère/plan en mouvement).

On remarquera que la dissipation thermique à l'interface conduit à modifier profondément la distribution des contraintes (sous charge) en sous-couche. L'augmentation du facteur de chaleur de 0 à 0,5 m/s conduit tout d'abord à décharger la zone sous la surface de contact, puis à repousser les contraintes maximales sur les cotés du contact et enfin au centre de la surface de contact. Notons qu'une vitesse de glissement de 50 m/s avec un coefficient de frottement de 0,01 correspond à un facteur de chaleur de 0,5 m/s.

Le facteur de chaleur Q_f est désormais fixé à 0,12 m/s et la charge normale est égale à 150 daN. Nous allons faire évoluer le temps d'observation jusqu'à 23 ms ; les répartitions des contraintes de von Mises sous charge et après décharge sont représentées Fig. 2. Si l'on atteint le régime permanent, i.e. lorsque le temps d'observation tend vers l'infini, on observe les répartitions de contraintes Fig. 3.

Enfin, lorsque l'outil en rotation se déplace à une vitesse de 0,95 m/s, on peut calculer la répartition des contraintes sous charge et à la décharge, comme illustré Fig. 4 pour un temps d'observation de 23 ms.

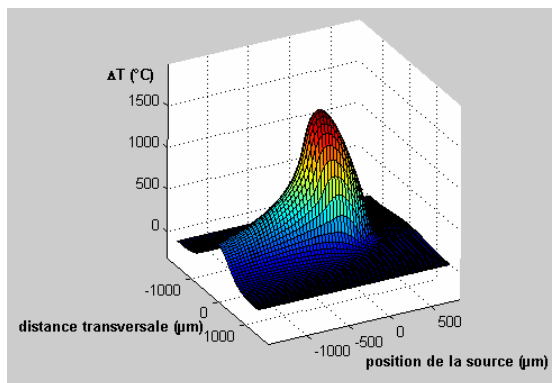


FIG. 5 – Elévation de la température de la surface après 23 ms en régime transitoire continu avec mouvement (contact sphère/plan en mouvement).

Pour terminer cette étude, il est possible d'observer la répartition de températures en surface des corps en contact. La répartition de température est donnée Fig. 5 dans le troisième cas, c'est-à-dire en régime transitoire continu après 23 ms lorsque la source de chaleur se déplace à une vitesse de 0,95 m/s. Remarquons que dans cet exemple académique l'élévation de température est supérieure à 1000°C. Toutefois la charge normale est élevée et la zone de contact réduite. La modélisation d'un outil (meule) de forme cylindrique avec un effort normal moindre conduirait à des valeurs de température et de contrainte plus représentatives des procédés réels.

4 Conclusion

Cette première analyse est prometteuse. Elle montre le potentiel des méthodes semi-analytiques ou intégrales pour la simulation des procédés de super-finition. Les perspectives de ce travail sont nombreuses. Dans un premier temps il conviendrait d'analyser des situations un peu plus réalistes et de les confronter à des résultats expérimentaux. Dans un second temps il s'agira d'améliorer le modèle, par exemple en indexant les propriétés mécaniques sur l'histoire thermique ou en prenant en compte les changements de phase.

Références

- Boucly, V., Nélias, D., Shuangbiao, L., Wang, Q. J., Keer, L. M., 2005, "Contact Analyses for Bodies with Frictional Heating and Plastic Behavior," *ASME J. Tribol.*, **127**, pp. 355-364.
- Chiu, Y. P., 1977, "On the Stress Field Due to Initial Strains in a Cuboid Surrounded by an Infinite Elastic Space," *ASME J. Appl. Mech.*, **44**, pp. 587-590.
- Chiu, Y. P., 1978, "On the Stress Field and Surface Deformation in a Half-Space With a Cuboidal Zone in which Initial Strains Are Uniform," *ASME J. Appl. Mech.*, **45**, pp. 302-306.
- Fotiu, P. A., Nemat-Nasser, S., 1996, "A Universal Integration Algorithm for Rate-Dependant Elastoplasticity," *Comput. Struct.*, **59**, pp. 1173-1184.
- Hamdi, H., Zahouani, H., Bergheau, J.-M., 2004, "Residual Stresses Computation in a Grinding Process," *J. Mat. Processing Techn.*, **147** (3), pp. 277-285.
- Jacq, C., Nélias, D., Lormand, G., Girodin, D., 2002, "Development of a Three-Dimensional Semi-Analytical Elastic-Plastic Contact Code," *ASME J. Tribol.*, **124**, pp. 653-667.
- Liu, S., Wang, Q., Liu, G., 2000, "A Versatile Method of Discrete Convolution and FFT (DC-FFT) for Contact Analyses," *Wear*, **243**, pp. 101-111.
- Liu, S., Wang, Q., 2001, "A Three-Dimensional Thermomechanical Model of Contact Between Non-Conforming Rough Surfaces," *ASME J. Tribol.*, **123**, pp. 17-26.
- Liu, S. and Wang, Q., 2003, "Transient Thermoelastic Stress Fields in a Half-Space," *ASME J. Tribol.*, **125**, pp. 33-43.
- Nélias, D., Boucly, V., Brunet, M., 2006, "Elastic-Plastic Contact between Rough Surfaces: Proposal for a Wear or Running-in Model," *ASME J. Tribol.*, **128**, pp. 236-244.
- Polonsky, I. A., Keer, L. M., 1999, "A Numerical Method for Solving Rough Contact Problems Based on the Multi-Level Multi-Summation and Conjugate Gradient Techniques," *Wear*, **231**, pp. 206-219.
- Polonsky, I. A., Keer, L. M., 2000, "Fast Methods for Solving Rough Contact Problems: a Comparative Study," *ASME J. Tribol.*, **122**, pp. 36-41.
- Warren, A. W., Guo, Y. B., 2005, "Fast Methods for Solving Rough Contact Problems: a Comparative Study," *Trib Trans.*, **48**, pp. 436-441.