



HAL
open science

Etude thermo-mécanique de la rayure des polymères

Nicolas Aleksy, Guillaume Kermouche, Alain Vautrin, Jean-Michel Bergheau

► **To cite this version:**

Nicolas Aleksy, Guillaume Kermouche, Alain Vautrin, Jean-Michel Bergheau. Etude thermo-mécanique de la rayure des polymères. CFM 2009 - 19ème Congrès Français de Mécanique, Aug 2009, Marseille, France. hal-03391275

HAL Id: hal-03391275

<https://hal.science/hal-03391275>

Submitted on 21 Oct 2021

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.

Étude thermo-mécanique de la rayure des polymères

N. ALEKSY^{a,b}, G. KERMOUCHE^a, J-M. BERGHEAU^a, A. VAUTRIN^b

a. Laboratoire de Tribologie et Dynamique des Systèmes, ENISE, 58 rue Jean Parot, 42000 Saint-Étienne

b. Laboratoire de Tribologie et Dynamique des Systèmes, ENSM-SE, 158 cours Fauriel, 42000 Saint-Étienne

Résumé :

Fortement sensibles à la vitesse de déformation et à la température, les polymères amorphes ont une réponse en rayure très variable. Nous avons mis en oeuvre une étude numérique à l'aide d'un couplage thermo-mécanique. Nous présentons ici l'analyse des phénomènes thermiques et mécaniques apparaissant en rayure.

Abstract :

The polymers are well known for their strong dependency on the strain rate and the temperature. In the particular case of the scratch test on amorphous glassy polymers, we have developed a specific thermo-mechanical coupling to study thermal and mechanical aspects of the scratch test.

Mots clefs : rayure, comportement thermo-mécanique, polymères.

1 Introduction

La rayure constitue un essai mécanique très riche qui présente l'avantage d'être non destructif, tridimensionnel et non axi-symétrique. A ce titre, la rayure intéresse un grand nombre d'industriels notamment ceux qui élaborent des films de protection de surface dont le principal objectif est d'éviter l'endommagement par impact ou impact glissant. Ces films sont la plupart du temps constitués en matériaux polymères. Qu'ils soient sous la forme de couche mince ou de massif, la caractérisation du comportement mécanique des polymères en rayure reste, à ce jour, un thème de recherche ouvert. En effet, si ce test mécanique séduit par sa facilité de mise en oeuvre, l'interprétation de ses résultats est particulièrement délicate car les phénomènes d'origine mécanique, tribologique et thermique sont interconnectés. L'utilisation d'une approche numérique permet alors d'apporter un certain nombre de réponses à ces sujets puisque son avantage majeur est de pouvoir isoler un aspect (mécanique, thermique,...) et de s'affranchir des autres.

Dans ce contexte, l'étude présentée ici traite de l'aspect thermique de la rayure sur un échantillon de polymère (PMMA), classe de matériaux connu pour leur sensibilité à la température. Cet essai mécanique consiste en un déplacement d'un corps contre un autre. L'existence d'une vitesse relative constitue l'origine de dissipation d'énergie sous forme de chaleur [1]. Ce phénomène peut engendrer des élévations de température localement importantes. D'autre part les aspects visqueux du comportement mécanique correspondent également à des phénomènes de dissipation de chaleur.

Les travaux présentés dans la première partie de ce document visent à identifier les niveaux de température atteints dans le massif, lors de rayures sur du PMMA. Un algorithme de couplage thermo-mécanique est mis en place de sorte que la température agisse sur les propriétés mécaniques et inversement. Les résultats obtenus mènent, en seconde partie, à l'étude des effets de l'élévation de température sur la recouvrance en rayure.

2 Couplage thermo-mécanique

L'essai de rayure implique un mouvement relatif d'un corps par rapport à un autre. La vitesse de déplacement de l'indenteur et la part adhésive du frottement sont à l'origine de phénomènes thermiques majeurs. Leurs effets sont d'autant plus significatifs que les matériaux en contact sont sensibles à la température. Dans ce contexte, une nouvelle approche de la rayure est développée dans ce document. En effet, à l'analyse mécanique mise en oeuvre est associée une étude thermique. La première partie de cette section décrit le modèle numérique et l'algorithme de couplage thermo-mécanique élaboré. La seconde partie présente les résultats de rayure sur du PMMA. Ils mettent d'abord en évidence l'existence d'un échauffement localement important, puis montrent que ce dernier peut engendrer une modification de la réponse en rayure.

2.1 Modèle numérique

L'indenteur sphérique a un rayon de $R = 2 \text{ mm}$, il pénètre le massif à une profondeur imposée constante de $h = 100 \text{ }\mu\text{m}$. L'algorithme de couplage thermo-mécanique est constitué de plusieurs étapes au cours desquelles les calculs mécaniques et thermiques sont effectués indépendamment, on parle ici de couplage numériquement indirect. A chaque pas de temps le couplage thermo-mécanique fonctionne de la manière suivante :

1. La première étape consiste en un calcul mécanique, c'est-à-dire la résolution des équations permettant de satisfaire l'équilibre mécanique et la loi de comportement. Le champ de température est une donnée d'entrée provenant du dernier calcul thermique en date. Puisqu'à chaque nouveau pas de temps, le calcul mécanique démarre le processus itératif, le champ de température est, dans ce cas, la solution de l'étape temporelle précédente.
2. La seconde étape consiste en un calcul thermique. Le code de calcul par éléments finis résout l'équation de la chaleur :

$$\text{div}(\lambda \text{grad}(T)) + Q_R = \rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} \quad (1)$$

T est la température, Q_R est la quantité de chaleur volumique, ρ est la masse volumique et C_p la chaleur spécifique du matériau. Dans notre cas, les sources de chaleur sont de deux types : la chaleur due à la dissipation viscoplastique, et la chaleur due au contact frottant entre l'indenteur et le massif. Notons que les déformations réversibles étant faibles au regard des déformations irréversibles, l'aspect dissipatif du comportement réversible n'est pas pris en compte.

$$Q_R = \beta \boldsymbol{\sigma} : \mathbf{D}^P \quad (2)$$

Le flux de chaleur par dissipation viscoplastique Q_R est égal à une partie de l'énergie de dissipation plastique obtenue par le calcul mécanique (Eq. 2) : c'est le produit doublement contracté du tenseur des contraintes $\boldsymbol{\sigma}$ par le tenseur taux de déformation viscoplastique \mathbf{D}^P . Un coefficient β , variable selon les matériaux, informe de cette part. L'autre part de cette énergie de déformation est utilisée sous forme d'écrouissage. Pour la plupart des métaux β vaut environ 0.9. Dans le cas des polymères, Rittel [2] fournit une valeur constante de β pour le PMMA : $\beta = 0.5$. Ce document fournit également les valeurs des autres propriétés thermiques utilisées ici.

La seconde source de chaleur provient de la dissipation due au contact frottant entre l'indenteur et le massif rayé. Elle dépend principalement de la vitesse de rayage et du coefficient de frottement adhésif, fixé pour toutes les simulations réalisées à $\mu_{adh} = 0.1$. Le flux de la chaleur dû au frottement s'écrit [1] :

$$q = \frac{\mu_{adh} F_n V}{A} \quad (3)$$

où V est la vitesse relative et A la surface de contact.

L'indenteur mis en oeuvre dans nos simulations est mécaniquement indéformable, et il en va de même d'un point de vue thermique. C'est-à-dire qu'il n'absorbe et ne dissipe pas de chaleur. Il empêche seulement l'échange convectif avec l'air dans la zone de contact. L'énergie de frottement transformée en chaleur n'est pour autant pas entièrement affectée au massif. Le coefficient de partage p du flux de chaleur généré par frottement à la jonction supposée parfaite de deux corps semi-infinis homogènes de distributions initiales uniformes et nulles s'exprime en fonction des effusivités ξ des deux matériaux en contact [3] :

$$p = \frac{\xi_1}{\xi_1 + \xi_2} \quad \text{avec} \quad \xi = \sqrt{\lambda \rho C_p} \quad (4)$$

Le matériau rayé est le PMMA, l'indenteur est généralement en acier ou en verre et parfois en diamant. Nous choisissons d'étudier l'indenteur engendrant le flux de chaleur le plus élevé dans le massif en début de rayure. L'indenteur utilisé est donc en verre et le coefficient de partage est fixé constant à $p = 0.3$. Cette hypothèse constitue un minorant puisque ce coefficient tend théoriquement vers 1.

Le massif échange de manière convectif avec le milieu extérieur, de l'air ici, sur toutes ces faces, même sa face inférieure (coefficient d'échange avec l'air $\gamma = 10 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$). Ceci ne représente pas exactement la réalité, puisqu'elle devrait plus logiquement échanger avec un support solide. Néanmoins les dimensions du massif sont choisies telles que le champ de température dans le bas du massif reste égal à la température initiale (fort gradient de température sous contact).

3. La troisième phase de cet algorithme consiste à itérer les deux étapes précédentes en fournissant au calcul mécanique les résultats du calcul thermique de l'étape précédente, au pas de temps en cours. Ce processus itératif sert à assurer une cohérence entre la solution du calcul mécanique et celle du calcul thermique. Le champ de température doit mener à des grandeurs mécaniques qui impliquent ce même champ de température. En ce sens ce couplage thermo-mécanique est physiquement fort. Le critère de convergence mis en place compare le champ de température obtenu à la fin des deux dernières itérations.

2.2 Etude thermo-mécanique de la rayure

2.2.1 Echauffement local

Le modèle de comportement est celui d'Arruda-Boyce [4, 5] (élasto-viscoplasticité). Une modification lui est apportée puisque le module d'Young est calibré à l'aide du modèle de Richeton [6]. Ce dernier fournit la variation du module d'Young du PMMA en fonction de la vitesse de déformation et de la température. Nous ne tenons pas compte de la sensibilité à la vitesse de déformation dans notre modélisation.

Plusieurs simulations de rayure à pénétration imposée sont réalisées pour différentes vitesses de rayage. La température initiale du massif et du milieu extérieur est fixée à $T_{init} = 273 K$.

La figure 1 présente l'élévation maximale de la température en fonction de la vitesse de rayage. Elle correspond à la valeur maximale relevée dans le massif à un instant donné de la phase stationnaire. Cette valeur est constante tout au long de cette phase, en revanche. Quatre courbes représentent quatre configurations différentes : frottement théorique, frottement simulé, déformation viscoplastique, frottement et viscoplasticité associés.

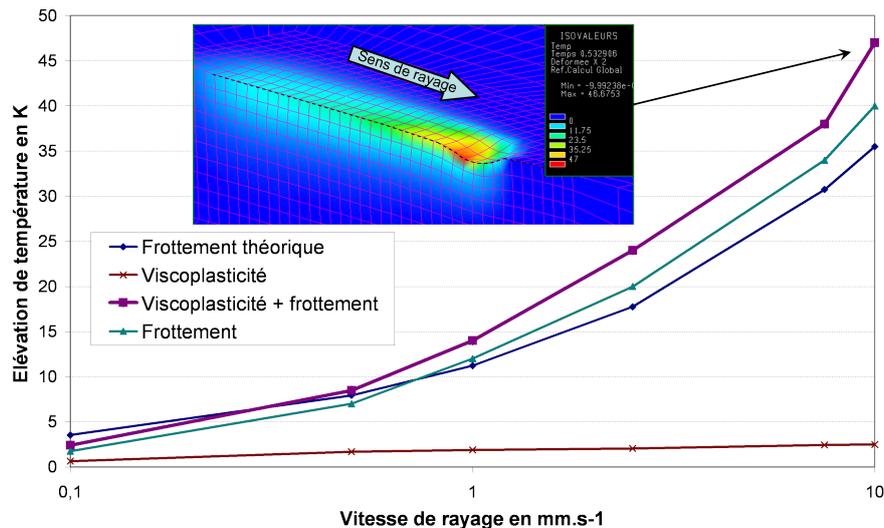


FIG. 1 – Élévation maximale de la température dans la zone de contact en fonction de la vitesse de rayage pour différentes sources de chaleur.

La courbe *Viscoplasticité* correspond à l'élévation de température lorsque seule la déformation viscoplastique est prise en compte. Elle montre que l'élévation de température est dans ce cas assez faible, avec un maximum d'environ 3 K à la vitesse la plus élevée ($V = 10 mm.s^{-1}$). Notons que le contact est peu sévère $a_c/R \approx 0.3$ ce qui engendre des déformations irréversibles et des vitesses de déformation viscoplastique de faible intensité, localisées dans une fine couche du massif, en dessous de la surface. L'élévation de température est dans cette même zone.

La courbe *Frottement* est obtenue à partir de la source de chaleur de frottement uniquement. L'élévation de température observée est très importante et croît fortement avec la vitesse de rayage. La prise en compte du frottement comme source de chaleur dans le couplage thermo-mécanique est donc indispensable. A $V = 10 mm.s^{-1}$, elle vaut environ 40 K. Cette élévation de température est localisée à l'arrière du contact.

La courbe *viscoplasticité + frottement* est obtenue avec le couplage thermo-mécanique complet, c'est-à-dire avec les deux sources de chaleur. La variation de la température maximale avec la vitesse est très importante puisqu'à $V = 10 mm.s^{-1}$ elle atteint environ 47 K. Elle est également très proche de celle issue de la source de frottement seule, la viscoplasticité n'a que très peu d'effets. Le champ de température à cette vitesse montre que cette élévation est très localisée à l'arrière du contact. De plus, elle est légèrement supérieure à la somme des élévations obtenues avec les deux sources séparément. Ceci s'explique par le fait que le gradient de température est moins élevé lorsque les deux sources sont prises en compte, puisqu'elles n'ont pas lieu exactement dans la même zone. La source de chaleur de type frottement ayant des effets prépondérants, lors du couplage des deux sources, la zone d'élévation de température est localisée au même endroit que lorsque la source volumique (viscoplasticité) n'est pas prise en compte.

La courbe *Frottement théorique* provient d'un calcul analytique utilisant l'équation de Jaeger [1] qui fournit l'élévation de la température moyenne d'une source de chaleur en mouvement de type frottement :

$$T - T_{init} = \frac{pq a_c}{\lambda} \sqrt{\frac{\alpha}{V a_c}} \quad (5)$$

avec α la diffusivité thermique. La courbe *viscoplasticité + frottement* montre que l'élévation de température obtenue est assez proche de celle obtenue avec le calcul théorique de sorte qu'en première approximation, l'équation de Jaeger [1] est un indicateur pertinent.

2.2.2 Analyse thermo-mécanique de la recouvrance

La notion de recouvrance abordée ici concerne la capacité des polymères à répondre de manière réversible à de grandes sollicitations. Malgré un niveau de déformation élevé, la part irréversible n'est pas aussi prépondérante que dans le cas des métaux. Autrement dit, la déformation réversible n'est pas négligeable.

Dans le cadre de la rayure, cela se traduit par une diminution des dimensions géométriques du sillon résiduel, après le passage de l'indenteur [7, 8]. Sa largeur et sa profondeur peuvent se réduire considérablement [9]. Deux processus concourent alors : l'un est purement instantané, c'est le retour de matière (sous entendu élastique) ; l'autre est différé dans le temps, il s'agit de la recouvrance (viscoélastique). En l'absence de terme plus approprié, l'association de ces processus sera nommé dans ce manuscrit la recouvrance.

Koch *et al.* [10] définissent un paramètre de recouvrance à partir de mesures de profondeur du sillon dans un plan perpendiculaire au sens de rayage. Ils appellent recouvrance \mathcal{R} la grandeur définie, dans une vue de coupe (Fig. 2), comme la différence entre la profondeur de pénétration de l'indenteur, h et la profondeur du sillon résiduel, h_p rapportée sur h , par l'équation :

$$\mathcal{R} = 1 - \frac{h_p}{h} \quad (6)$$

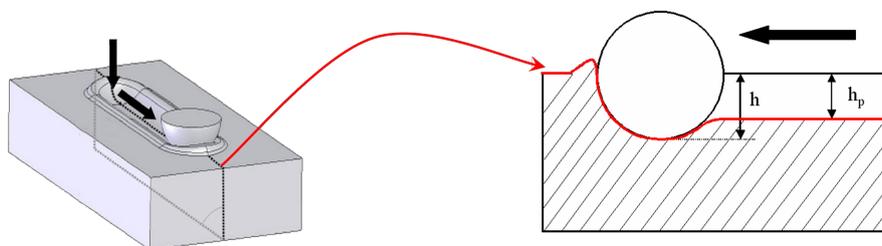


FIG. 2 – Vue dans le plan de symétrie de la rayure.

La section précédente met en évidence l'existence d'un important échauffement localisé autour du contact lorsque la vitesse de rayage est élevée. L'objectif ici est de montrer l'influence de cette élévation de température sur la recouvrance. Pour ce faire trois campagnes de simulations sont réalisées. La première n'utilise pas l'algorithme du couplage thermo-mécanique et ne tient donc pas compte du frottement. La deuxième ne prend également pas en compte les phénomènes thermiques, mais utilise un frottement adhésif ($\mu_{adh} = 0.1$). La troisième configuration emploie ce couplage. Le modèle de comportement est celui utilisé précédemment, la température initiale est imposée à $T = 273 \text{ K}$. Les autres conditions de simulation (maillage, conditions aux limites,...) sont identiques à celles de la section précédente.

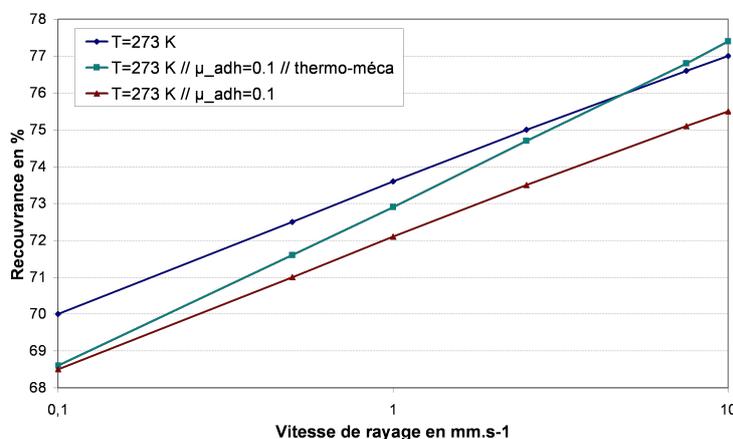
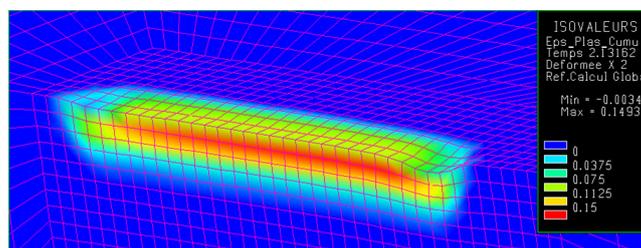
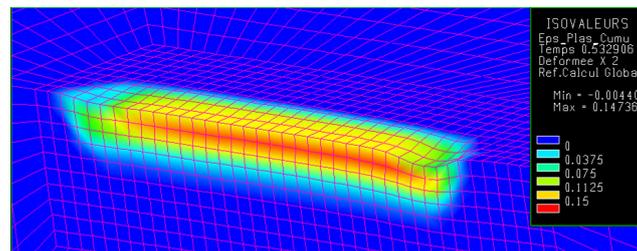


FIG. 3 – Recouvrance en fonction de la vitesse de rayage avec et sans prise en compte de l'échauffement local.

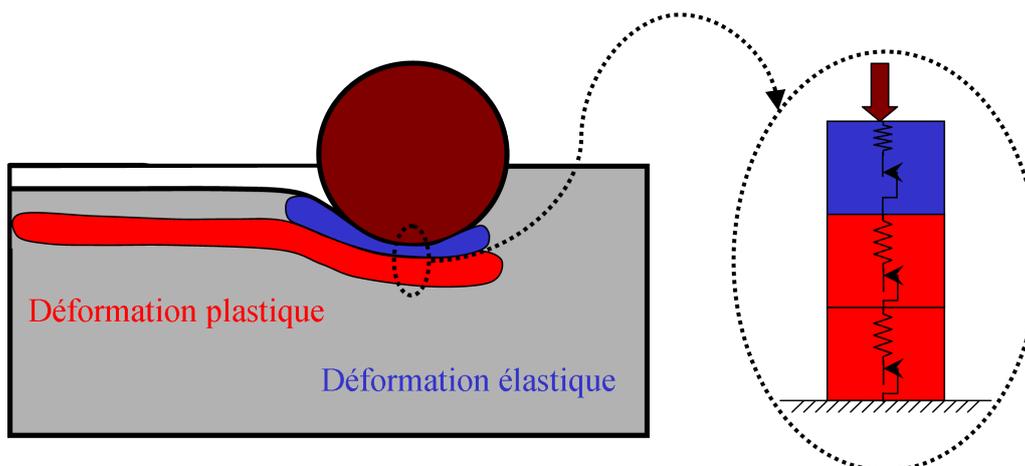
La figure 3 présente la variation de la recouvrance en fonction de la vitesse de rayage pour les trois types de simulations. Les courbes $T = 273\text{ K}$ et $T = 273\text{ K}/\mu_{adh} = 0.1$ sont obtenues sans couplage thermo-mécanique. Elles varient exactement de la même manière, c'est-à-dire qu'elles croissent de façon linéaire avec le logarithme de la vitesse. En revanche, à vitesse de rayage donnée, la valeur du coefficient de frottement agit directement sur la recouvrance. Plus le frottement adhésif est important plus la recouvrance est faible. Ceci s'explique par le fait que l'adhésion locale engendre une élévation du niveau de déformations plastiques [11]. La courbe $T = 273\text{ K}/\mu_{adh} = 0.1/thermo-méca$ est obtenue avec le couplage thermo-mécanique. Elle croît de manière plus importante avec la vitesse de rayage que lorsque le couplage n'est pas pris en compte. De plus, à $V = 0.1\text{ mm.s}^{-1}$ les courbes $T = 273\text{ K}/\mu_{adh} = 0.1/thermo-méca$ et $T = 273\text{ K}/\mu_{adh} = 0.1$ présente la même valeur, où élévation de température est négligeable, tandis qu'elles s'éloignent lorsque la vitesse augmente. Il est possible de conclure que l'élévation de température engendre un niveau de déformation plastique moins important (Fig. 4(a) et Fig. 4(b)). En effet, l'élévation de température entraîne une chute de la valeur du module de rigidité équivalent du modèle ainsi que de sa limite d'élasticité. Cette augmentation de température est très localisée et en surface, dans une zone où la déformation est majoritairement réversible. Cela signifie que très localement le matériau est moins rigide. Cette fine couche de matière, en surface, endosse donc une part plus importante de la déformation, en raison de l'échauffement, le reste du volume, notamment la zone où apparaît la déformation plastique, est donc moins affecté (Fig. 4(c)). Ce phénomène semble d'autant plus significatif que la vitesse de rayage est élevée, donc la température locale aussi.



(a) Champ de déformation plastique cumulée sans prise en compte de l'élévation de température à $V = 10\text{ mm.s}^{-1}$.



(b) Champ de déformation plastique cumulée avec prise en compte de l'élévation de température à $V = 10\text{ mm.s}^{-1}$.



(c) L'élévation de température diminue le module de rigidité, dans une couche superficielle, ce qui augmente le niveau de déformation élastique.

FIG. 4 – Influence de l'élévation de la température en rayure à déformation imposée.

3 Conclusions

Puisque la température agit de manière significative sur le comportement du PMMA, un couplage thermo-mécanique est élaboré pour l'étude numérique de la rayure. Il permet la prise en compte de deux sources de chaleur. La première provient du contact frottant de l'indenteur sur la surface de PMMA. Ce déplacement engendre un flux de chaleur qui est fortement dépendant de la vitesse relative entre les deux corps. Une partie de ce flux est absorbé par le massif. L'autre source de chaleur est d'origine mécanique, il s'agit de la dissipation viscoplastique. Le couplage thermo-mécanique autorise l'influence de la mécanique sur le champ de température, mais également les effets de la variation de température sur la réponse mécanique grâce à la dépendance des paramètres du modèle à la température.

Une étude thermo-mécanique de la rayure met en évidence l'existence d'une élévation de température dans une zone très localisée autour du contact. Ce phénomène est d'autant plus important que la vitesse de rayage est élevée. A $V = 10 \text{ mm.s}^{-1}$, pour un rayon de contact de $a_c = 0.63 \text{ mm}$, la température augmente à l'arrière du contact de près de 50 K . Le gradient de température est néanmoins très fort (dans toutes les directions) en raison de la très faible conductivité thermique du PMMA.

L'analyse de la recouvrance en fonction de la vitesse de rayage montre que lorsque le couplage thermo-mécanique est utilisé, la recouvrance est plus importante. L'élévation de température agit de manière significative sur la valeur des paramètres du modèle de comportement, de sorte que la déformation élastique est plus importante dans la couche échauffée du massif. Les couches inférieures sont moins sollicitées, le niveau de déformation plastique est donc plus faible.

Références

- [1] Georges J.-M. Frottement, usure et lubrification. In Eyrolles, 2000.
- [2] Rittel D. and Rabin Y. An investigation of the heat generated during cyclic loading of two glassy polymers. part ii : Thermal analysis. *Mechanics of Materials*, 32(3), 149–159, March 2000.
- [3] Martinet J. Eléments de thermocinétique (conduction de la chaleur). *Technique et documentation*, 1989.
- [4] Arruda E. and Boyce M. Evolution of plastic anisotropy in amorphous polymers during finite straining. *International Journal of Plasticity*, 9, 697–720, 1993.
- [5] Arruda E. and Boyce M. A three-dimensional constitutive model for the large stretch behavior of rubber elastic materials. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 41, 389–412, 1993.
- [6] Richeton J., Schlatter G., Vecchio K., Rémond Y., and Ahzi S. A unified model for stiffness modulus of amorphous polymers across transition temperatures and strain rates. *Polymer*, 46(19), 8194–8201, September 2005.
- [7] Gauthier C., Lafaye S., and Schirrer R. Elastic recovery of a scratch in a polymeric surface : experiments and analysis. *Tribology International*, 34, 469–479, 2001.
- [8] Hadal R. and Misra R. Scratch deformation behavior of thermoplastic materials with significant differences in ductility. *Materials Science and Engineering A*, 398(1-2), 252–261, May 2005.
- [9] Felder E., Bucaille J.-L., and Hochstetter G. Influence de la rhéologie des polymères sur leur résistance à la rayure : étude expérimentale et par simulation numérique. *Annales de Chimie Science des Matériaux*, 28(3), 15–28, May 2003.
- [10] Koch T. and Machl D. Evaluation of scratch resistance in multiphase pp blends. *Polymer Testing*, 26(7), 927–936, October 2007.
- [11] Pelletier H., Durier A.-L., Gauthier C., and Schirrer R. Experimental and finite-element analysis of scratches on amorphous polymeric surfaces. *Journal of Engineering Tribology*, 222, 221–230, 2007.