

Analyses des sillons viscoélastiques lors d'un contact entre une pointe rigide et la surface d'un polymère

Hervé Pelletier, Anne-Lise Durier, Christian Gauthier, Robert Schirrer

Institut Charles Sadron, UPR 22
6 rue Boussingault, F-67083 STRASBOURG Cedex.
pelletier@ics.u-strasbg.fr

Résumé :

Par rapport aux autres classes de matériaux, les déformations imposées par une pointe rigide en mouvement sur une surface de polymère peuvent recouvrir : les rayures peuvent donc "cicatriser". Cette aptitude est reliée aux déformations imposées lors du contact, fonction de la géométrie de la pointe, du frottement interfacial, et de la rhéologie du matériau. De plus, cette aptitude est conditionnée par l'existence d'un sillon ductile. Le sillon doit en effet présenter le moins de fissures ou de craquelures possible. A partir des observations *in-situ* offerte par notre dispositif expérimental de "microvisioscratch", nous avons analysé la recouvrance de surfaces de PMMA rayées par des pointes sphériques de rayon $R = 200 \mu\text{m}$. La forme du sillon laissée sur la surface a été relevée et le profil lissé par une fonction exponentielle définie par un temps caractéristiques. L'évolution des paramètres de lissage en fonction du frottement vrai local μ_{loc} et du rapport a/R (avec a rayon de contact) a été étudiée. Ces résultats expérimentaux complétés par des simulations numériques du test de rayure montrent que la cicatrisation est bien dépendante de la déformation plastique générée lors du contact.

Abstract :

By comparison with metallic or ceramic surfaces, plastic deformation imposed by a rigid moving tip into a polymeric surface may self heal with time in the case of ductile scratch without any damage or cracks around residual imprint. This ability is related to the mechanical behavior of such surfaces especially their viscoelastic and elastic-plastic rheological properties. From experimental results obtained using our specific experimental scratch set-up allowing *in situ* observations of the true contact area during indentation and scratch, viscoelastic recovery at the rear of the contact between a spherical indenter ($R = 200 \mu\text{m}$) and the polymethylmethacrylate (PMMA) surface has been analyzed as a function of the ratio a/R (with a , the contact radius) and the friction coefficient μ_{loc} . The geometrical shapes of the residual groove have been mathematically modeled using an exponential decay law function. Experimental results, coupled with corresponding finite element modeling show that self healing mechanisms can be correlated with the average plastic strain beneath the indenter during scratch.

Mots-clefs : Rayure, polymères, contact viscoélastique, frottement, simulation numérique

1 Introduction

Dans le cas de matériaux polymères transparents, les nouvelles machines expérimentales de rayure équipées de système de vision *in-situ* (Gauthier *et al.* 2001) permettent de dissocier en fonction des conditions expérimentales, les deux phases importantes et distinctes d'une rayure : (i) le contact entre l'indenteur et la surface et (ii) le sillon résiduel à l'arrière du contact (Fig. 1). En fonction des paramètres expérimentaux (charge normale F_N , vitesse de rayage V , température, rayon de courbure de l'indenteur R), il est possible pour une même surface de polymère de passer d'un contact glissant purement élastique (zone I) à un contact viscoplastique (zone IV), comme le montre la figure 1, obtenue sur une surface PMMA en augmentant par palier la charge normale F_N appliquée sur l'indenteur à vitesse de rayage et température constantes. L'augmentation progressive de la force F_N conduit à une augmentation

progressive de la pression moyenne imposée dans le contact et donc à une augmentation de la déformation plastique moyenne dans le volume affectée par la rayure. Il est intéressant de noter que les transitions de comportement de la matière sous l'indenteur sont associées à des modifications de la géométrie du contact et de la morphologie du sillon résiduel (Gauthier *et al.* 2006).

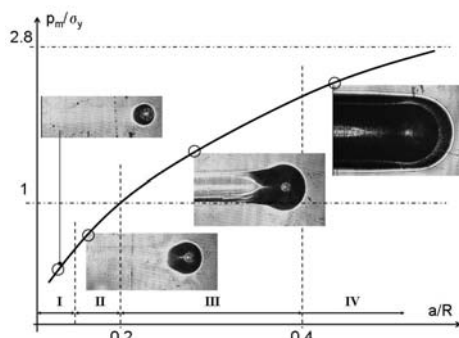


FIG. 1 – (a) Evolution de la géométrie du contact et du sillon résiduel en fonction de la charge normale croissante (cas du PMMA).

2 Détails expérimentaux

2.1 Tests de micro-rayures instrumentées

Des essais de glissement à des vitesses de rayage comprises entre 30 et 300 $\mu\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$ ont été réalisés avec une pointe sphérique de rayon $R = 200 \mu\text{m}$ parfaitement lisse ($R_a = 0.08 \mu\text{m}$) pour éviter la formation de microsillons plastique dans le contact, dus à la rugosité de la pointe (Demirci *et al.* 2005). Les essais ont été effectués à l'aide d'un appareil de rayure développé à l'Institut Charles Sadron, dont le principe est décrit schématiquement sur la figure 2-a. On trouvera dans la référence (Gauthier *et al.* 2006) les principales caractéristiques de l'appareil. L'originalité de cet appareil par rapport aux machines de rayures commerciales réside dans l'observation *in-situ* du contact pendant le test, à l'aide d'une caméra CCD placée juste en face de l'indenteur tout au long de l'essai (Fig. 2-a). Ces tests ont été réalisés à charge normale, avec différents paliers de charge, compris entre 0.5 N et 2.5 N, correspondant à des rapports a/R variant de 0.22 à 0.42. Trois types de surface de PMMA ont été testées : (i) une surface propre possédant un facteur de frottement adhésif local élevé ($\mu_{\text{loc}} = 0.28 \pm 0.1$), (ii) une surface revêtue d'un film mince d'épaisseur nanométrique, présentant un facteur de frottement moyen ($\mu_{\text{loc}} = 0.16 \pm 0.1$) et enfin (iii) une surface non nettoyée, qui possède un très faible facteur de frottement, avec $0.04 \leq \mu_{\text{loc}} \leq 0.075$. Les valeurs de frottement adhésif local de chaque surface ont été déterminées expérimentalement, en utilisant l'approche inverse développée par (Lafaye *et al.* 2005). Pour chaque surface, des tests de micro-rayure ont été réalisés à différentes charges normales pour obtenir successivement des contacts élastiques, viscoélastiques, élasto-plastiques et complètement plastiques.

2.2 Simulation numérique

Les simulations ont été réalisées à l'aide du code MSC MARC ®. Nous avons modélisé le massif par un quart de cylindre (Fig. 2-b), dont les principales dimensions ont été définies par rapport au rayon de contact imposé géométriquement. Pour limiter le nombre d'éléments, tout en conservant une précision suffisante, nous avons utilisé un maillage progressif, en densifiant par zone le maillage, en particulier au niveau de la zone de contact. Toutes les simulations ont été effectuées sans utilisation de boîte de remaillage, avec un nombre constant d'éléments, dont les dimensions ont été définies pour assurer la convergence des calculs tout en garantissant une précision suffisante. Les dimensions du massif sont identiques pour les différents a/R simulés, avec $L_m = 27.3 \mu\text{m}$ et $r_m = 9.4 \mu\text{m}$. Les nœuds de la surface extérieure enveloppe du cylindre (BCC'B', cf. Fig. 2-b) ont été encastrés et nous avons introduit un plan rigide au niveau du plan de symétrie (AA'C'C, cf. Fig. 2-b).

La cinématique se divise en deux phases distinctes : (i) une phase d'indentation et (ii) une phase de rayure à profondeur constante imposée (pilotage en déplacement) sur une longueur de rayure $L_R = 8 \mu\text{m}$ à vitesse constante $V = 8 \mu\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$. Le contact entre la sphère supposée rigide et la surface déformable est

matérialisé par une loi de type Coulomb. Le facteur de frottement adhésif μ_{loc} varie entre 0 et 1. Nous avons défini la loi de comportement mécanique du massif à l'aide d'une loi élasto-plastique de type bilinéaire (écrouissage isotrope), définie par un module élastique $E = 3.5$ GPa, une contrainte d'écoulement $\sigma_Y = 100$ MPa, et un pente plastique, caractérisée par un module tangent, noté E_T , tel que $E_T/E = 0.1$. Cette loi permet de reproduire en première approximation le comportement d'une surface PMMA sous indentation. Nous avons associé à cette rhéologie le critère de plasticité de type Von Mises.

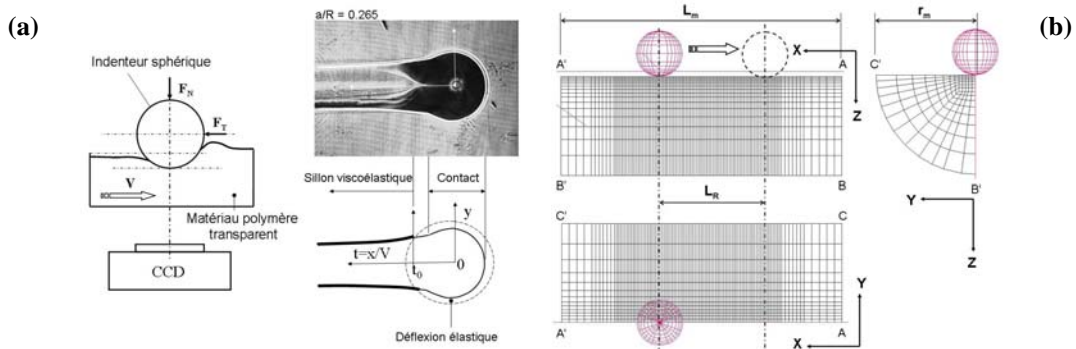


FIG. 2 – (a) Principe de fonctionnement de la machine de micro-rayure développée à l'ICS et description d'un contact viscoélasto-plastique. (b) Modèle numérique utilisé en rayure.

3 Résultats

L'utilisation d'appareils de micro-rayage équipés de système de vision *in-situ* du contact permettent de distinguer deux phases distinctes lors des essais de glissement et de rayure (Fig. 2-a) : (i) le contact, défini par un temps de contact fonction du rayon de contact et de la vitesse d'avance de la pointe rigide V et (ii) le sillon caractérisé par un temps de vie associé au mécanisme de recouvreance (cas des rayures avec formation d'une trace plus ou moins permanente). Le contact est élasto-plastique, tandis que la décharge élastique est viscoélastique. Les résultats expérimentaux sont le plus souvent représentés en fonction de a/R . Or, ce rapport a/R est lié directement à la déformation moyenne dans le contact par la relation empirique de (Tabor 1951). En conséquence une représentation par exemple de la pression moyenne en fonction de a/R est simplement une façon inhabituelle et spécifique à l'indentation de tracer une loi de comportement $\sigma(\varepsilon)$ des surfaces de polymères. Avec l'augmentation du rapport a/R , on peut noter une augmentation de la dissymétrie du contact et l'augmentation du temps de recouvrance, qui se caractérise par un sillon marqué, avec des bords de plus en plus parallèles. On peut également noter la formation de bourrelets latéraux qui apparaissent uniquement au niveau des sillons et donc se forment dans la décharge viscoélastique, sans formation des bourrelets latéraux et surtout frontaux au niveau du contact. Dans la flamme viscoélastique, la section du sillon évolue et il est donc possible d'introduire la notion de temps de vie. En première approximation, la trace du sillon $y = f(t)$ peut être modélisée, à partir des observations optiques *in-situ*, par une fonction exponentielle décroissante définie par un temps caractéristique τ_1 :

$$y(t) = y_0 + A_1 \exp\left(-\frac{(t-t_0)}{\tau_1}\right) \quad \text{Eq. 1}$$

Avec y_0 , A_1 , t_0 , et τ_1 des constantes associées à l'opération de lissage des profils supérieurs et inférieurs. Les paramètres y_0 et t_0 sont introduits pour prendre en compte l'effet de la déflexion élastique observée autour du contact. L'équation 1 a été testée avec succès sur les différentes flammes viscoélastiques observées. La figure 3 montre quelques exemples de profils de flammes lissés par l'équation 1. Le temps τ_1 augmente avec le rapport a/R , traduisant une augmentation du temps de cicatrisation et donc une diminution du comportement viscoélastique de la matière à l'arrière de l'indenteur. Pour étudier l'influence des paramètres expérimentaux de rayure, en particulier le frottement interfacial et le rapport a/R , nous avons effectué un changement de repère et normalisé les profils en utilisant la fonction suivante :

$$y_{norm}(t) = \left[y_0 + A_1 \exp\left(-\frac{t}{\tau_1}\right) \right] \times \frac{1}{y_0 + A_1} \quad \text{Eq. 2}$$

L'équation 2 représente la hauteur normée et permet d'étudier la vie du sillon après la décharge élastique. Ainsi, sur la figure 4, nous avons représenté l'évolution de cette hauteur normée en fonction du rapport a/R pour $\mu_{loc} = cste$ et en fonction du frottement interfacial pour $a/R = cste$. L'évolution de la hauteur normée au cours du temps sont similaires avec l'augmentation du rapport a/R et du frottement local : les bords du sillon viscoélastique deviennent de plus en plus parallèle, ce qui indique une augmentation du temps de recouvrance τ_1 et donc de la cicatrisation de la rayure.

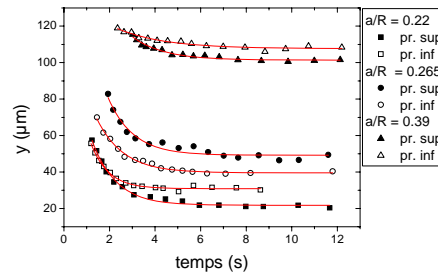


FIG. 3 – Exemples de modélisation de décharges viscoélastiques utilisant l'équation 1, pour différents rapports a/R .

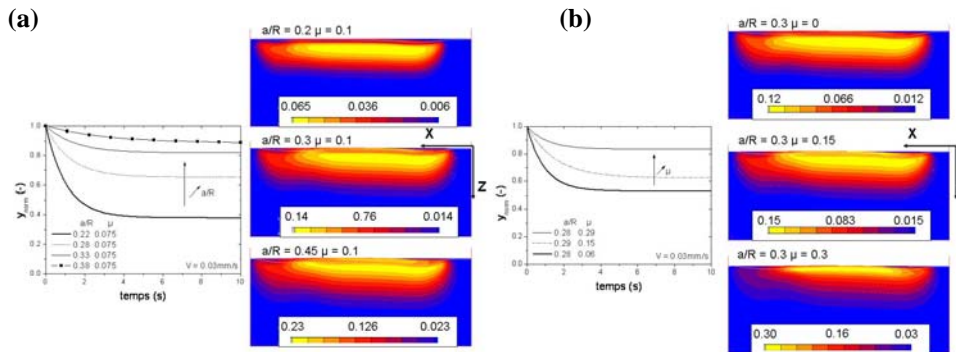


FIG. 4 – (a) Influence du rapport a/R pour un frottement local faible $\mu_{loc} = 0.075$ et évolution des champs de déformation plastique correspondant déduit des simulations numériques. (b) Influence du frottement local pour un rapport $a/R = 0.28 - 0.29$ et évolution des champs de déformation plastique correspondant déduit des simulations numériques.

Nous avons reproduit numériquement les essais réalisés expérimentalement sur la figure 4. Nous avons représenté les gradients de déformation plastique équivalente sous l'indenteur. Pour reproduire au mieux les essais expérimentaux, l'indenteur est toujours en contact à la fin de la rayure. L'augmentation du rapport a/R pour $\mu_{loc} = cste$ et l'augmentation du frottement pour $a/R = cste$ conduisent à des effets similaires au niveau des champs de déformation plastique. On peut noter en effet une augmentation du niveau de déformation plastique de $(\epsilon_p)_{max} = 0.06$ à $(\epsilon_p)_{max} = 0.23$ pour a/R variant de 0.2 à 0.4. Depuis les travaux de (Tabor 1951), cette évolution de la déformation plastique est connue et les valeurs de déformation plastique sous l'indenteur et dans la traînée à l'arrière pour $\mu_{loc} = 0.1$ et $a/R = 0.3$ sont du même ordre que le calcul à partir de la loi empirique couramment utilisée $(\epsilon_p) = 0.2a/R$. Pour $a/R = 0.3$, l'augmentation du frottement interfacial conduit d'une part à une augmentation du niveau de plasticité sous l'indenteur, mais aussi à une modification du gradient de déformation plastique. En effet, l'augmentation du frottement conduit à une diminution de la taille de la cavité plastique et une remontée de la déformation plastique maximale vers la surface.

4 Discussion

Lors d'un contact entre un indenteur sphérique supposé rigide et une surface déformable, la déformation plastique dans le contact n'est pas constante au cours de l'enfoncement. Classiquement, on utilise une déformation plastique moyenne $(\epsilon^P)_{eq}$, représentative du gradient de déformation sous

l'indenteur. Définie initialement en indentation normale, la déformation plastique moyenne proportionnelle au rapport a/R (Tabor 1951). Cette expression de la déformation plastique moyenne ne tient pas compte de l'influence du frottement adhésif sur le gradient de déformation dans la matière confinée sous l'indenteur et n'a de sens que dans le cas de contacts lubrifiés. Par ailleurs, l'introduction d'un mouvement tangentiel conduit en rayure à une forte dissymétrie de la cavité plastique. Jaraymann *et al.* (1998) en indentation et plus récemment Bucaille *et al.* (2001), dans le cas de rayure d'une surface par un indenteur conique, avec hypothèse de contact sans frottement, ont proposé une estimation de la déformation plastique moyenne dans le contact sous l'indenteur à partir de résultats déduits de simulations numériques, à l'aide de l'équation suivante :

$$(\varepsilon^p)_{eq} = \frac{\sum_{V_p} \varepsilon_i^p V_i}{\sum_{V_p} V_i} \quad \text{Eq. 3}$$

La déformation plastique moyenne correspond à la moyenne des déformations plastiques (de ε_i^p chaque élément plastifié (de volume V_i) dans le volume plastique représentatif V_p . Nous avons défini un volume représentatif de forme parallélépipédique de longueur $6a$ et de largeur $3a$ (Fig. 5). Pour un rapport a/R donné ($a/R > 0.1$) la déformation plastique moyenne augmente avec le frottement adhésif, et confirme les tendances qualitatives observées sur les cartographies de champ de déformation plastique (Fig. 4). Ces courbes indiquent l'influence du frottement adhésif sur la plasticité dans le contact : en fonction du rapport a/R , le frottement adhésif favorise l'apparition de la déformation plastique et donc une part importante des propriétés de surfaces dans le processus de rayure de surface polymères observées expérimentalement.

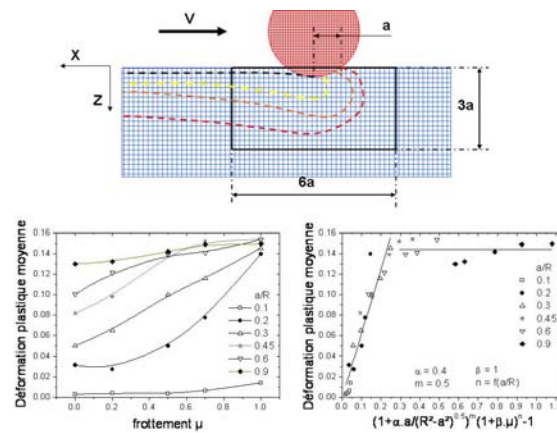


FIG. 5 – Influence du frottement local pour un rapport $a/R = 0.28 - 0.29$ et évolution des champs de déformation plastique correspondant déduit des simulations numériques.

En étudiant les conditions aux limites, c'est-à-dire pour des contacts sans frottement ou encore pour des rapports a/R faibles, la relation entre la déformation plastique moyenne en fonction du rapport a/R et du frottement adhésif peut être exprimée de la façon suivante :

$$(\varepsilon^p)_{eq} = f\left(\frac{a}{R}, \mu_{loc}\right) = \left(1 + \alpha \frac{a}{\sqrt{R^2 - a^2}}\right)^m \times (1 + \beta \mu_{loc})^n - 1 \quad \text{Eq. 4}$$

où les paramètres α , β , m et n sont à priori des constantes (Fig. 5). Pour un contact sans frottement ($\mu_{loc} = 0$), l'expression précédente montre que la déformation plastique est uniquement fonction de la géométrie de l'indenteur. Pour un faible rapport a/R , la plasticité peut apparaître dans le contact pour des valeurs élevées de frottement adhésif. Pour une rhéologie simplifiée, correspondant à du PMMA, un jeu de paramètres (α , β , m et n) a pu être déterminé (Fig. 5). Les valeurs de ces paramètres doivent être affinées en réalisant des simulations complémentaires avec d'autres rhéologies. La figure 6 montre que l'analyse de la cicatrisation de sillons après décharge viscoélastique est possible à l'aide de la fonction généralisée de la déformation plastique (Eq. 4), en introduisant la grandeur normée $A_1/(A_1 + y_0)$. Les points expérimentaux tendent à s'aligner avec la déformation plastique moyenne, fonction de a/R et du frottement μ_{loc} . Le paramètre $A_1/(A_1 + y_0)$, compris entre 0 et 1, décroît avec la déformation plastique

moyenne dans le contact, tandis que la pression moyenne normée p_m/σ_Y augmente, démontrant le caractère de plus en plus plastique du contact.

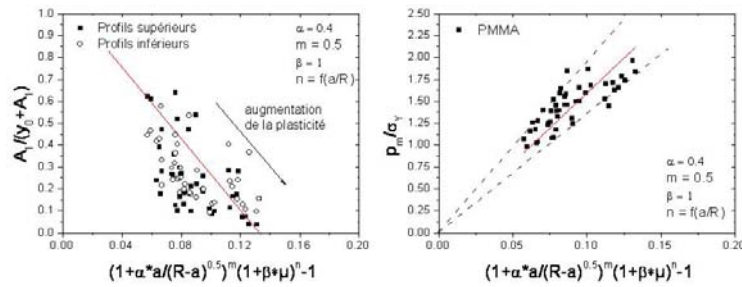


FIG. 6 – Influence du frottement local pour un rapport $a/R = 0.28 - 0.29$ et évolution des champs de déformation plastique correspondant déduit des simulations numériques.

Cette approche préliminaire de l'analyse des sillons viscoélastiques montre que nous pouvons suivre l'évolution de la plasticité dans un contact lors d'une rayure, en étudiant le rapport $A_1/(A_1 + y_0)$. Ce travail doit être poursuivi avec des rayures expérimentales réalisées avec des indenteurs sphériques de différents rayons et à différentes vitesses de rayure. Numériquement, nous avons mis au point de nouveaux modèles avec des discrétisations plus fines de la zone de contact et de la zone déformée plastiquement. Ces maillages doivent permettre de mieux définir le volume plastique représentatif et donc conduire à un calcul plus précis de la déformation plastique moyenne et de la fonction généralisée associée.

5 Conclusion

L'analyse des phénomènes de recouvrance et par extension de cicatrisation de sillons ductiles (rayure) est relativement récente et de fait délicate. Cependant, les applications industrielles de ce type d'étude sont relativement nombreuses dans différents secteurs allant de l'optique jusqu'à l'automobile, où de plus en plus les surfaces actives, servant d'interfaces avec le milieu extérieur, sont en polymère. Les résultats expérimentaux sont complétés par des simulations numériques du test de rayure. En supposant un contact élasto-plastique, nous définissons une déformation plastique moyenne caractéristique du contact. Cette déformation plastique est directement reliée au rapport a/R et au frottement local μ_{loc} . Les premiers résultats indiquent que (i) la vie du sillon résiduel est fortement influencée par le gradient de déformation plastique sous l'indenteur lors du contact et que (ii) les formes ainsi que les dimensions de ce champ de déformation plastique pour un rapport a/R donné varient en fonction du frottement local.

Références

- Bucaille J.L., Felder E. & Hochstetter G. 2001 Mechanical analysis of the scratch test on elastic and perfectly plastic materials with the three-dimensional finite element modelling. *Wear* **249**, 422-432
- Demirci I., Gauthier C. & Schirrer R. 2005 Experimental study and mechanical analysis of damage of a thin polymeric coating during scratching: relation between thickness and roughness. *Thin Solid Films* **479**, 207-215
- Gauthier C. & Schirrer R. 2000 Time and temperature dependence of the scratch properties of poly(methylmethacrylate) surfaces. *J. Mater. Sci.* **35**, 2121-2130
- Gauthier C, Durier A.-L., Fond C. & Schirrer R. 2006 Scratching of a polymer and mechanical analysis of a scratch resistance solution, Special Issue 180 Years of Scratch Testing, Edited by S.K. Sinha, *Tribology International* **39**, 88-98
- Jarayman S., Hahn G.T., Oliver W.C., Rubin C.A. & Bastias P.C. 1998 Determination of monotonic stress-strain curve of hard materials from ultra-low-load indentation tests, *Int. J. Solids Structures* **35**, 365-381
- Lafaye S., Gauthier C. & Schirrer R. 2005 A surface flow line model of a scratching tip : apparent and true local friction coefficients. *Tribology International* **38**, 113-127
- Tabor D. 1951 The hardness of Metals Clarendon Press, Oxford