Comportement à la rayure de surfaces de polymères : comparaison entre mesures expérimentales et simulations numériques

HERVÉ PELLETIER^{1,a}, CHRISTIAN GAUTHIER ET ROBERT SCHIRRER

Institut Charles Sadron, CNRS UPR 22, 23 rue du Loess, 67084 Strasbourg Cedex 2, France

Reçu le 22 novembre 2007, accepté le 22 mai 2008

Résumé – Dans ce travail, nous présentons les premiers résultats de simulations numériques du test de rayure sur matériaux massifs. Nous avons supposé des lois de comportement de type G'Sell-Jonas, identifiées expérimentalement par indentation pour deux matériaux polymères PMMA et CR39. Nous avons modélisé la rayure générée par un indenteur sphérique de rayon R pour différents rapports a/R (avec a , le rayon de contact), pour un facteur de frottement adhésif local supposé constant $\mu_{loc} = 0,3$. Pour un rapport $a/R = 0,3$, nous avons étudié l'influence du frottement adhésif local avec μ_{loc} compris entre 0 et 0,4. Les résultats obtenus par analyse numérique confirment en grande partie les observations expérimentales obtenues à l'aide de la machine de micro-rayage. Nous montrons un couplage fort entre déformation plastique sous l'indenteur, frottement, et morphologies du contact. Il est possible d'estimer en fonction des conditions de rayage, une déformation plastique moyenne représentative de la nature du contact. La déformation plastique moyenne apparaît comme une fonction complexe, dépendant du rapport a/R , du frottement local μ_{loc} et de la rhéologie du matériau, notamment son écrouissage. Enfin, en fonction des conditions de rayage (a/R , μ_{loc}) modélisées numériquement, il existe une relation unique entre la déformation plastique moyenne et des paramètres décrivant la géométrie du contact entre l'indenteur et la surface rayée, caractérisant le retour élastique à l'arrière de l'indenteur ou encore le bourrelet frontal.

Mots clés : Rayure / polymères / simulation numérique / frottement / déformation plastique représentative

Abstract – **Experimental and finite-element analysis of scratches on amorphous polymeric surfaces.** For a thermosetting resin (CR39) and a thermoplastic polymer (PMMA), numerical results of scratch test obtained with finite-element modelling are presented. Assuming linear behaviour and a plastic law with a large strain hardening capacity, scratch generated by a spherical indenter has been modelled for different ratios a/R (with a , the contact radius and R , the tip radius) and various friction coefficient μ_{loc} , varying between 0 and 0.4. Numerical analyses confirm mainly experimental results, obtained with a micro-scratch tester allowing in situ observation of the contact area during tests. Correlations have been found between plastic deformation beneath the indenter tip, friction coefficient and geometrical parameters used for describing the contact area. As a function of the scratch parameters (a/R , μ_{loc}), we have defined an average plastic deformation representative of the contact. The average plastic strain must be defined as a complex function of the mean geometrical strain a/R , the local friction coefficient μ_{loc} and also the rheology of the tested surface. Finally, for all simulated scratching conditions (a/R , μ_{loc}), the average plastic strain is directly related to geometrical parameters introduced to characterize the contact between the moving tip and the polymeric surface, such as the elastic recovery at the rear part of the contact or the accumulation of material in front of the indenter.

Key words: Scratch / polymer / finite-element modelling / friction / representative strain

^a Auteur pour correspondance : pelletier@ics.u-strasbg.fr

Fig. 1. Description du principe de fonctionnement de l'appareil de micro-rayure équipé d'un système de vision in situ et exemple de micrographie optique réalisée au cours d'une rayure.

1 Introduction

L'étude des propriétés de rayure des polymères rigides amorphes est d'une grande importance industrielle. Les applications concernées sont les vernis anti-rayures, les peintures et autres surfaces de polymères, utilisées dans de nombreux produits manufacturés de grande consommation. La maîtrise du comportement surfacique des polymères (échelle macroscopique) nécessite de pouvoir dimensionner localement le contact à l'échelle de l'aspérité. Ce dimensionnement passe par une étape de développement des sondes d'analyses (microscope à force atomique, machine de force, nanoindenteur) adaptées aux échelles des surfaces de ces nouveaux matériaux et par la nécessité de maîtriser l'analyse inverse des informations fournies par ces sondes, pour déduire des propriétés mécaniques intrinsèques aux faibles volumes de matière sondés. Malgré les progrès apportés par les nouveaux appareils de rayage équipés de système de vision in situ du contact (Fig. 1), la compréhension et l'interprétation des résultats expérimentaux restent encore délicates [1], du fait essentiellement de champ de déformations complexes autour de l'indenteur supposé rigide, avec des contraintes de compression à l'avant de l'indenteur, du cisaillement interfacial sous l'indenteur dans le contact et des contraintes de traction à l'arrière de l'indenteur. Par rapport à un contact supposé purement élastique [2], la description analytique des tenseurs de déformation et de contraintes lors d'un contact élastoplastique en fonction des conditions de rayage, du frottement local, mais aussi de la rhéologie du matériau reste encore inaccessible. Dans le cas de matériaux élastiques parfaitement plastiques, Bucaille et al. [3] ont présenté pour un indenteur conique de demi-angle au sommet $\theta = 70,3^\circ$ les premières descriptions des champs de déformation plastique déduits de simulation numérique par la méthode des éléments-finis 3D dans le cas de rayure de matériaux massifs homogènes pour des contacts supposés sans frottement. Plus récemment, Bucaille et al. [4, 5] ont montré l'influence de l'écroutissage sur la résistance à la rayure de matériaux polymères pour des indenteurs sphériques et

pour des rhéologies plus complexes de type G'Sell-Jonas pour une valeur de frottement local $\mu_{loc} = 0,3$. Ces auteurs ont observé pour différents rapports a/R une diminution de la déformation plastique imposée lors de la rayure avec l'augmentation de l'écroutissage. Par ailleurs, ils ont montré des relations entre la déformation plastique sous l'indenteur et la morphologie du contact dans le cas d'un contact entre une sphère rigide et la surface de polymères, notamment la formation du bourrelet frontal ou encore le retour élastique à l'arrière du contact. Ces premiers résultats obtenus pour un frottement local donné sont en bon accord avec les observations expérimentales. De la même façon, en utilisant cette fois une modélisation numérique 2D et en introduisant des distributions de pression normale et de contraintes de cisaillement, Demirci et al. [6, 7] ont démontré une relation entre le champ de contrainte généré lors d'une rayure et le mode d'endommagement pour différents polymères amorphes en introduisant des lois de comportement de type G'Sell-Jonas et en supposant un frottement local constant $\mu_{loc} = 0,3$. Ces différents travaux utilisant des modélisations numériques 2D ou 3D ont été conduits pour des contacts sans frottement ou pour des valeurs de frottements locales spécifiques. Comme mentionné par Felder et Bucaille [8], résumant les anciens travaux réalisés par Challen et Oxley [9], il apparaît difficile de prédire l'influence du frottement local sur le comportement à la rayure d'une surface. Toujours pour un indenteur conique ($\theta = 70,3^\circ$) et pour un matériau supposé élastique parfaitement plastique, Felder et Bucaille [8] ont observé une augmentation de l'accumulation de matière devant l'indenteur quand le frottement local croît de 0 à 0,2. La formation d'un bourrelet frontal plus prononcé avec le frottement s'accompagne d'une forte augmentation de la déformation plastique sous l'indenteur conique, due essentiellement à une réduction en épaisseur du volume affecté, en accord avec les résultats obtenus par Challen et Oxley [9].

Dans ce travail, nous présentons les premiers résultats obtenus en simulation numérique par la méthode des éléments-finis, réalisée à l'aide du code de calculs MSC

MARC®, montrant simultanément l'influence du rapport a/R et du frottement local sur la résistance à la rayure de surface de polymères. Nous avons supposé des lois de comportement de type G'Sell-Jonas, identifiées expérimentalement par indentation pour deux matériaux polymères PMMA et CR39 Bucaille [10]. Nous avons modélisé la rayure générée par un indenteur sphérique de rayon R , supposé rigide, pour différents rapports a/R compris entre 0,2 et 0,6 (avec a , le rayon de contact), pour un facteur de frottement adhésif local supposé constant $\mu_{loc} = 0,3$. Pour un rapport $a/R = 0,3$ constant, nous avons étudié l'influence du frottement adhésif local avec μ_{loc} compris entre 0 et 0,4. Les résultats obtenus par analyse numérique confirment en grande partie les observations expérimentales obtenues à l'aide de la machine de micro-rayage, développée à l'ICS [1]. Nous montrons un couplage fort entre déformation plastique sous l'indenteur, frottement, et morphologies du contact. L'apparition de la plasticité dans les contacts tangentiels est directement influencée par le niveau de frottement adhésif local. Enfin, pour une rhéologie donnée, les géométries du contact mais aussi du sillon résiduel sont directement reliées au frottement μ_{loc} et à la déformation moyenne du contact imposée par la forme macroscopique de la pointe, définie classiquement par le rapport a/R [11]. Pour les deux rhéologies étudiées, il est possible d'estimer en fonction des conditions de rayage (a/R , μ_{loc}), une déformation plastique moyenne, calculée dans le volume déformé plastiquement. Cette déformation plastique moyenne apparaît être représentative de la nature du contact. En effet, les simulations numériques montrent pour toutes les conditions de rayage qu'il existe une relation unique entre la déformation plastique et la géométrie du contact caractérisée par l'épaisseur du bourrelet frontal e_p ou encore l'angle de retour élastique ω .

2 Détails expérimentaux

2.1 Tests de micro-rayures instrumentés

Le dispositif expérimental utilisé en rayure, développé en interne à l'Institut Charles Sadron et dont le principe est décrit figure 1, présente l'avantage de pouvoir visualiser in situ l'aire de contact entre l'indenteur (de forme sphérique de rayon $R = 116 \mu\text{m}$) et la surface du matériau polymère transparent [1, 4, 7]. Cet outil expérimental permet de pouvoir distinguer la zone de contact et le sillon résiduel, en fonction de la géométrie de l'indenteur, de la charge normale ou encore de la vitesse de rayage. Ainsi, par rapport à des appareils de micro-rayure instrumentée conventionnels, qui fournissent une réponse de type force-enfoncement, ce type d'appareil permet de tracer des courbes de type force-aire de contact, et ainsi déduire sans utilisation de modèle analytique plus ou moins précis [12] l'évolution de certaines grandeurs comme la pression moyenne de contact ou encore la vitesse de déformation moyenne.

Pour des tailles de contact de l'ordre de quelques dizaines de micromètres (Fig. 1b), il est possible de réaliser

Fig. 2. Modélisation analytique du contact entre un indenteur sphérique et une surface de polymère lors d'une rayure.

des essais de rayures à différentes charges normales comprises entre 0 et 25 N, tout en contrôlant la température de la chambre ($-70^\circ\text{C} \leq T \leq +100^\circ\text{C}$) et la vitesse de rayage ($1 \mu\text{m.s}^{-1} \leq V \leq 10 \text{ mm.s}^{-1}$). Dans ce travail, sur des surfaces de PMMA et de CR39, possédant des frottements différents avec $\mu_{loc} \approx 0,1-0,2$ et $\mu_{loc} \approx 0,3-0,4$, nous avons réalisé des essais à température ambiante et à vitesse V constante. Afin d'obtenir pour chaque surface des rayures à des rapports a/R compris entre 0,17 et 1,11, les tests ont été réalisés à différentes charges normales F_N comprises entre 0,1 et 5 N.

En fonction du rapport a/R , plusieurs paramètres géométriques permettant de décrire la géométrie du contact ont été étudiés. Nous nous intéressons en particulier à l'angle de retour élastique, noté ω , au rapport a_r/a_f (avec a_r , longueur du contact à l'arrière de l'indenteur et a_f , longueur du contact frontal) ainsi qu'à l'épaisseur du bourrelet frontal, noté e_p (Fig. 2). Ces différents paramètres géométriques interviennent dans la détermination expérimentale de l'aire de contact projetée entre l'indenteur et la surface du polymère [13]. Des travaux antérieurs [4, 7, 13] ont montré que ces paramètres géométriques ω , a_r/a_f ou e_p/a_f sont directement reliés au niveau de déformation plastique dans le contact, proportionnel au rapport a/R pour un frottement local donné.

2.2 Présentation du modèle numérique

Les simulations du contact glissant entre un indenteur sphérique supposé rigide et la surface d'un matériau élastoplastique ont été réalisées à l'aide du code de calculs MSC MARC®. Sur la figure 3, nous pouvons observer différentes vues du maillage progressif utilisé. Le massif,

Fig. 3. Description du maillage utilisé en modélisation numérique du test de rayure d'une surface de polymère.

Tableau 1. Principales caractéristiques géométriques des modèles numériques utilisés.

a/R	$R (\mu\text{m})$	$h_t (\mu\text{m})$	$a (\mu\text{m})$	$(a/R)_V$	L_m/a	r_m/a
0,2	7,5	0,15	1,5	0,20	14	6,25
0,3	5	0,23	1,5	0,31	14	6,25
0,4	3,75	0,31	1,5	0,44	14	6,25
0,5	2,5	0,33	1,25	0,58	17	7,5
0,6	1,67	0,33	1	0,75	21	9,4

modélisé par un quart de cylindre de longueur $L_m = 21 \mu\text{m}$ et de rayon $r_m = 9,4 \mu\text{m}$, est subdivisé en plusieurs zones, présentant des tailles d'éléments différentes. Le maillage est plus dense au niveau du contact et dans la zone de forte déformation, pour assurer la convergence des calculs et garantir la précision des résultats. Pour éviter la mise en œuvre d'une cellule de remaillage automatique, classiquement utilisée pour simuler une rayure [3,4], nous avons tout d'abord optimisé la taille et la forme des éléments dans le contact, pour supporter les fortes déformations plastiques et l'introduction du frottement interfacial. Ce type de maillage présente l'avantage de travailler avec un nombre d'éléments constant et donc de calculer des grandeurs moyennes, notamment une déformation plastique moyenne, représentative du contact sur des volumes donnés.

Les dimensions du massif ont été adaptées à la taille des rayons de contact théoriques (noté a) pour éviter tout effet de bord avec des rapports $L_m/a \geq 14$ et $r_m/a \geq 6$ (soit $r_m/h_t \geq 30$), en accord avec les travaux de Bucaille et al. [3,4]. Nous avons regroupé dans le tableau 1 les caractéristiques géométriques des modèles numériques utilisés pour les différentes valeurs de a/R visées. Pour obtenir des rapports a/R grands, nous visons des profondeurs de pénétration élevées avec des rayons de contacts du même ordre de grandeur que le rayon des indenters ($a \approx R$). Ainsi, il est préférable d'utiliser la relation

Tableau 2. Paramètres rhéologiques des matériaux introduits dans le modèle numérique.

Matériau	E	ν	σ_Y	h_g
	(GPa)		(MPa)	(u.a.)
PMMA	4,2	0,3	100	0,5
CR39	2,1	0,3	72	4,5

trigonométrique exacte sans approximation en introduisant le rapport $(a/R)_V$ défini par l'équation suivante [7,13] :

$$\left(\frac{a}{R}\right)_V = \frac{a}{\sqrt{R^2 - a^2}} \quad (1)$$

La cinématique se décompose en deux phases : (i) une phase d'indentation avec le pilotage en déplacement de l'indenteur dans une direction normale à la surface jusqu'à une profondeur de consigne h_t (cf. Tab. 1) et (ii) une phase de rayage avec le déplacement de l'indenteur dans une direction longitudinale à vitesse constante $V = 6 \mu\text{m.s}^{-1}$ et sur une distance totale de $L_R = 6 \mu\text{m}$, ce qui correspond à 4 fois le rayon de contact. Le post traitement des différentes simulations numériques en fonction des conditions de rayage a été réalisé à la fin de la phase de rayage en régime stabilisé.

Nous avons introduit pour les deux matériaux polymères étudiés PMMA et CR39 des lois de comportement réalistes de type G'Sell-Jonas simplifiée, classiquement utilisées pour reproduire le comportement élastoplastique de ce type de matériau [5, 6, 8, 10]. Dans le domaine plastique $\sigma \geq \sigma_Y$ (avec σ_Y la limite d'élasticité) la relation contrainte-déformation s'écrit sous la forme suivante :

$$\sigma = k \dot{\varepsilon}_{vp}^m \exp(h_g \varepsilon_{vp}^2) \quad (2)$$

avec $\dot{\varepsilon}_{vp}$ et ε_{vp} respectivement la vitesse de déformation viscoplastique et la déformation viscoplastique généralisée. La consistance k , la sensibilité à la vitesse de déformation m et l'écrouissage h_g sont des constantes intrinsèques au matériau étudié. La relation précédente implique que $\sigma_Y = k \dot{\varepsilon}_{vp}^m$. Ces différents paramètres rhéologiques ont été identifiés expérimentalement à partir d'une méthode inverse [10] fondée sur l'analyse des courbes force-enfoncement obtenues en nanoindentation à température ambiante et à faible vitesse de déformation (de l'ordre de 10^{-4} s^{-1}). Ainsi, en première approximation, on pourra supposer que $\dot{\varepsilon}_{vp} \approx \dot{\varepsilon}_p$ et $\varepsilon_{vp} \approx \varepsilon_p$, avec $\dot{\varepsilon}_p$ la vitesse de déformation plastique et ε_p la déformation plastique. Chaque matériau est défini par un module élastique E , une limite élastique σ_Y et des paramètres associés au comportement du matériau dans le domaine plastique h_g . Nous avons regroupé dans le tableau 2 les valeurs des paramètres rhéologiques utilisés pour reproduire le comportement mécanique des deux matériaux étudiés.

L'écrouissage du matériau est supposé isotrope, et nous avons associé au critère de plasticité de Von Mises. Le frottement local vrai ou adhésif, noté μ_{loc} , caractérisant le contact entre l'indenteur rigide et la surface déformable, est matérialisé par une loi de Coulomb. Nous

Fig. 4. Observations expérimentales des morphologies de contact lors d'une rayure en fonction du rapport $(a/R)_V$ pour différentes valeurs de frottement μ_{loc} (a) PMMA et (b) CR39.

études successivement l'influence du rapport a/R pour un frottement local constant puis l'influence du frottement local pour un rapport a/R donné constant, sur le champ de déformation plastique sous l'indenteur et sur des paramètres topographiques associés à la géométrie du contact.

3 Résultats

3.1 Analyse des essais expérimentaux

Les résultats expérimentaux sont le plus souvent représentés en fonction du rapport $(a/R)_V$. En effet, ce rapport est supposé proportionnel à la déformation moyenne imposée dans des contacts élastoplastiques, voire complètement plastique, pour lesquels le coefficient de frottement est supposé négligeable [11]. En

conséquence une représentation par exemple de la pression moyenne en fonction de $(a/R)_V$ est simplement une façon inhabituelle et spécifique à l'indentation (et par extension au test de rayure) de tracer une loi de comportement $\sigma = f(\varepsilon)$ de polymères [1]. Sur la figure 4, nous montrons l'évolution des morphologies du contact et du sillon en fonction du rapport $(a/R)_V$ et du frottement local pour le PMMA (Fig. 4a) et le CR39 (Fig. 4b). Nous pouvons tout d'abord noter la différence de comportement à la rayure des deux surfaces de polymères, associée directement à leur rhéologie, notamment leur comportement dans le domaine plastique. Cette figure illustre l'effet du frottement local sur la géométrie du contact en particulier pour $(a/R)_V$ compris entre 0,2 et 0,5. Pour un rapport $(a/R)_V$ donné, on peut observer une augmentation de la pression moyenne avec l'augmentation du frottement local. Expérimentalement, le frottement local μ_{loc} est déterminé à partir d'une méthode inverse [13, 14] fondée sur l'analyse du frottement apparent

Fig. 5. (a) Angle de retour élastique ω et (b) épaisseur du bourrelet frontal e_p/a_f en fonction du rapport $(a/R)_V$ pour le PMMA et pour le CR39, déduites d'observations expérimentales.

défini classiquement par le rapport F_t/F_n (avec F_t l'effort tangentiel mesuré et F_n l'effort normal imposé, comme indiqué Fig. 1) en fonction de l'angle de retour élastique ω .

Dans le cas du PMMA (Fig. 4a), pour $(a/R)_V = 0,47$, on observe une diminution de l'angle de retour élastique et la formation d'un bourrelet frontal plus important quand μ_{loc} augmente. Par ailleurs, le bourrelet frontal rejoint de part et d'autre du contact les bourrelets latéraux, qui apparaissent nettement dans la décharge élastique. À plus forte charge normale $(a/R)_V = 0,9$, l'augmentation du frottement conduit à un début d'endommagement de la surface de PMMA, avec des défauts qui apparaissent dans le fond du sillon [7, 15]. Dans le cas du CR39 (Fig. 4b), pour $(a/R)_V = 0,32$ et $\mu_{loc} = 0,32$, le contact est déjà plastique avec un angle de retour élastique nul et les bords du sillon résiduel relativement parallèles, tandis qu'à $(a/R)_V = 0,5$ et $\mu_{loc} = 0,15$, l'angle de retour élastique est plus important. Les tendances décrites qualitativement à partir de la figure 4 sont représentées quantitativement sur la figure 5 en suivant pour les deux matériaux les évolutions de l'angle de retour élastique ω et le rapport e_p/a_f (avec e_p , épaisseur du bourrelet frontal et a_f , le rayon de contact frontal,

décrits schématiquement figure 2) en fonction du rapport $(a/R)_V$ déterminé expérimentalement. Ces deux paramètres permettent de suivre l'évolution de la plasticité dans le contact. Ainsi, quand l'angle de retour élastique tend vers $\pi/2$ le contact est élastique (contact symétrique), tandis que le contact devient de plus en plus plastique (contact dissymétrique), quand ω tend vers 0. De la même manière, la figure 5b décrivant l'évolution du rapport e_p/a_f , qui traduit l'apparition du bourrelet frontal, montre qu'il n'y a pas de bourrelet frontal pour un contact purement élastique avec $e_p/a_f = 0$ pour les faibles valeurs de $(a/R)_V$. À partir d'une valeur $(a/R)_V$ seuil, de l'ordre de 0,4 et de 0,45, respectivement pour le PMMA et le CR39, le bourrelet frontal apparaît brutalement et le rapport e_p/a_f augmente linéairement avec le rapport $(a/R)_V$.

3.2 Analyse des rayures obtenues par simulation numérique

La figure 6 montre pour les deux matériaux simulés l'influence du frottement μ_{loc} sur la formation du bourrelet frontal et sur le retour élastique à l'arrière de l'indenteur. On peut observer pour un rapport $a/R = 0,3$ et un frottement local donné, l'influence de la rhéologie du matériau sur la réponse en rayure. Le PMMA montre la formation d'un bourrelet plastique frontal plus important que le CR39, et relativement sensible au frottement local. Le retour élastique du fond du sillon est plus grand dans le cas du CR39. Ces tendances sont comparables à celles observées expérimentalement sur la figure 5. La modélisation numérique fournit également, en fonction des conditions de rayage $(a/R, \mu_{loc})$ et de la rhéologie, des informations sur l'évolution des champs de déformation élastique et de déformation plastique sous l'indenteur et dans le sillon résiduel. La figure 6 montre l'évolution du gradient de déformation plastique pour $a/R = 0,3$ pour deux valeurs de frottement local. Avec l'augmentation de frottement, on peut observer une modification importante des dimensions du volume déformé en plasticité, ainsi qu'une augmentation de la déformation plastique maximale. L'augmentation du frottement tend à faire remonter la plasticité en surface, en réduisant la profondeur d'influence de la cavité plastique. On peut noter également un déplacement du point de déformation plastique maximale, d'un point situé dans le volume sous l'indenteur pour $\mu_{loc} = 0$ à un point situé à l'arrière de l'indenteur en surface pour $\mu_{loc} = 0,3$. Cette variation des dimensions du volume déformé en plasticité ainsi que le déplacement de déformation plastique maximale en surface est d'autant plus important dans le cas de matériau possédant un faible écrouissage (cas du PMMA). Ces différents résultats obtenus pour des contacts élastoplastiques sont en accord avec les descriptions analytiques proposées par Hamilton et Goodman [2] pour des contacts purement élastiques. L'augmentation du frottement local augmente les contraintes de compression devant l'indenteur et surtout intensifie les contraintes de traction à l'arrière de l'indenteur, qui sont largement supérieures aux contraintes

Fig. 6. Topographies du contact sous l'indenteur pour $a/R = 0,3$ (a) $\mu_{loc} = 0$ et (b) $\mu_{loc} = 0,3$, pour le PMMA et le CR39, déterminées par modélisation numérique; champs de déformation plastique sous l'indenteur associés aux topographies.

de compression pour un frottement local $\mu_{loc} \geq 0,25$. Pour un contact sans frottement ($\mu_{loc} = 0$), la contrainte de cisaillement maximale se situe sous l'indenteur à une profondeur d'environ $y = 0,5a$ pour un coefficient de Poisson $\nu = 0,3$. L'augmentation du frottement local dès $\mu_{loc} = 0,25$ conduit à une augmentation de la valeur maximale de déformation élastique dans le contact et un déplacement du point de déformation maximale en direction de la surface à l'arrière de l'indenteur. Dans le cas d'un contact élastoplastique avec une forte dissymétrie du contact ($\omega \rightarrow 0$), la déformation maximale se situe dans le fond du sillon résiduel juste derrière l'indenteur, comme illustré par la figure 6 dans le cas du PMMA pour $\mu_{loc} = 0,3$. Les travaux de Challen et Oxley [9] à l'aide d'une modélisation 2D du contact entre une aspérité rigide et un matériau déformable possédant un comportement rigide parfaitement plastique montrent que l'augmentation du frottement conduit à une diminution de l'épaisseur de la couche cisailée et déformée plastiquement et donc simultanément à une augmentation de la déformation plastique moyenne dans cette couche.

Les valeurs de déformation plastique maximale sous l'indenteur en phase de rayage obtenues dans ce travail par modélisation numérique sont comparables aux valeurs obtenues par Bucaille et al. [5] par modélisation numérique avec le code de calcul Forge 3[®] pour $\mu_{loc} = 0,3$ et des rhéologies identiques. En effet, Bucaille et al. [5] montrent que le rapport des déformations plastiques maximales calculées pour le PMMA et pour le CR39 varie entre 3,6 et 2,77 quand le rapport $(a/R)_V$ varie de 0,15 à 0,6. Les gradients de déformation plastique de la

figure 6 montrent pour $(a/R)_V$ de l'ordre de 0,3 que le rapport des déformations plastiques maximales est d'environ 3,4, avec des ordres de grandeurs de déformation plastique similaires à celles obtenues par Bucaille et al. [5]. De la même manière, ces auteurs montrent l'effet de l'écrouissage, décrit par le paramètre rhéologique h_g , sur la formation du bourrelet frontal et plus généralement sur l'écoulement de la matière autour de l'indenteur. Par rapport aux travaux initiaux de Bucaille et al. [5], qui met en évidence l'influence du rapport a/R sur l'écoulement de la matière, nous montrons que la différence de comportement entre les deux matériaux étudiés est plus grande pour les valeurs de frottement élevées.

Comme dans le cas des essais expérimentaux, nous avons représenté l'évolution des rapports e_p/a_f (Fig. 7) et a_r/a_f (Fig. 8) en fonction du rapport $(a/R)_V$ pour $\mu_{loc} = 0,3$ (Figs. 7a et 8a) et en fonction du frottement local pour $a/R = 0,3$ (Figs. 7b et 8b). Le rapport a_r/a_f caractérise de la même façon que l'angle de retour élastique ω la dissymétrie du contact [13]. L'évolution du rapport e_p/a_f associé à la formation du bourrelet frontal déterminé à partir des simulations numériques montre des tendances similaires à celles observées expérimentalement (Fig. 5b). Pour $\mu_{loc} = 0,3$, le bourrelet frontal apparaît à partir d'une valeur seuil du rapport $(a/R)_V$ de l'ordre de 0,3 pour le CR39. Dans le cas du PMMA, le bourrelet frontal se forme rapidement, certainement pour un rapport $(a/R)_V$ compris entre 0,1 et 0,15. Pour des rapports $(a/R)_V$ supérieurs à ces valeurs seuil, l'évolution du rapport e_p/a_f est linéaire. Enfin, l'augmentation du frottement local pour $a/R = 0,3$ amplifie le bourrelet

Fig. 7. Évolutions du rapport du rapport e_p/a_f en fonction du rapport $(a/R)_V$ (a) et du frottement local μ_{loc} (b), déterminées par simulation numérique pour le PMMA et le CR39.

Fig. 8. Évolutions du rapport a_r/a_f en fonction du rapport $(a/R)_V$ (a) et du frottement local μ_{loc} (b), déterminées par simulation numérique pour le PMMA et le CR39.

frontal, en particulier dans le cas du PMMA, avec une diminution du rapport $(a/R)_V$ seuil d'apparition du bourrelet. L'évolution linéaire avec des pentes identiques observée pour les deux rhéologies est surprenante. Expérimentalement, l'évolution du rapport e_p/a_f est effectivement linéaire mais avec une pente différente pour les deux matériaux. Par ailleurs, les valeurs seuil des rapports $(a/R)_V$ déterminées expérimentalement sont plus élevées que celles estimées à partir des résultats numériques.

Le rapport a_r/a_f donne des informations quant à la nature du contact similaires à celles fournies par l'angle de retour élastique [13] : (i) quand a_r/a_f tend vers 1, le contact est élastique avec une faible dissymétrie du contact ($\omega \rightarrow \pi/2$) et (ii) quand a_r/a_f tend vers 0, le contact devient de plus en plus plastique, avec un contact uniquement sur l'avant de l'indenteur ($\omega \rightarrow 0$). Sur la figure 8, on observe pour les deux matériaux simulés une décroissance du rapport a_r/a_f pour des valeurs de $(a/R)_V$ croissantes. On peut noter l'effet de la rhéologie sur l'évolution du rapport a_r/a_f , avec un contact plus

plastique dans le cas du PMMA quel que soit le rapport $(a/R)_V$ compris entre 0,2 et 0,6. Ces tendances sont en accord avec les observations expérimentales décrites sur la figure 5a et avec les cartographies des champs de déformation plastique équivalente de la figure 6. En fonction du frottement pour $a/R = 0,3$, on observe une décroissance du rapport a_r/a_f (Fig. 8b). Ce résultat montre l'effet du frottement sur la nature du contact avec une augmentation de la plasticité dans le contact avec une augmentation du frottement local μ_{loc} .

Les tendances observées dans ce travail sont similaires à celles déduites des simulations numériques réalisées par Bucaille et al. [5], qui montrent une décroissance de l'angle de retour élastique avec l'augmentation du rapport a/R pour une valeur de frottement local donnée $\mu_{loc} = 0,3$ et un retour élastique plus important dans le cas du CR39, montrant les effets de l'aptitude à l'écrasement du matériau sur la recouvrance élastique du sillon. Par ailleurs, pour un indenteur conique ($\theta = 70,3^\circ$) Felder et Bucaille [8] montrent que le rapport h_{cf}/h_t , avec h_{cf} la hauteur de contact frontal et h_t la profondeur de pénétration, est une fonction linéaire du frottement local

Fig. 9. (a) Description schématique du volume représentatif utilisé pour calculer la déformation plastique moyenne dans le contact et évolution de la déformation plastique moyenne ($\bar{E}_p$, Eq. (3)) en fonction du rapport $(a/R)_V$ (b) et du frottement local μ_{loc} (c).

pour μ_{loc} compris entre 0 et 0,2 dans le cas d'un matériau élastique parfaitement plastique défini par un facteur rhéologique $X = \frac{E}{\sigma_Y} \cotan \theta = 100$.

Tout comme l'augmentation du rapport a/R dans le cas d'indenteurs sphériques [5] ou la diminution de demi-angle au sommet θ dans le cas d'indenteurs coniques [8], l'augmentation du frottement local tend à favoriser l'accumulation de matière devant l'indenteur et limiter la recouvrance élastique du sillon, et ceci d'autant plus que le matériau possède un faible coefficient d'écrouissage. Ces différents résultats déduits d'observations expérimentales ou de modélisation numérique indiquent que la géométrie du contact est liée à l'écoulement de la matière autour de l'indenteur, et donc au gradient de plasticité, comme illustré sur la figure 6, qui est fonction du rapport a/R , de la rhéologie du matériau (E/σ_Y , h_g), mais aussi du frottement local μ_{loc} .

4 Discussion

Malgré les progrès apportés par les nouveaux appareils de rayures équipés de système de vision in situ du contact, la compréhension et l'interprétation des résultats expérimentaux restent encore délicates. La description analytique complète des champs de déformations élastiques et plastiques en fonction des conditions de rayage (a/R , μ_{loc}) et de la rhéologie du matériau reste encore inaccessible, car la plupart des travaux antérieurs supposent des contacts entre l'indenteur et la surface sans

frottement. Ainsi, classiquement, on utilise la définition de la déformation moyenne introduite par Tabor [11] dans le cas d'indentation avec des indenteurs de géométrie sphérique. La déformation moyenne sous l'indenteur est supposée uniquement proportionnelle au rapport $(a/R)_V$. Gauthier et al. [1] utilisent en première approximation cette définition pour analyser les courbes de pression moyenne déterminées expérimentalement en rayure. Cependant, comme le montrent les figures précédentes, le frottement modifie le gradient de déformation plastique sous l'indenteur au cours de la rayure, et donc les paramètres associés à la description de la géométrie du contact (ω , a_r/a_f , e_p/a_f). Nous avons isolé un volume représentatif, de forme parallélépipédique délimitant le volume déformé plastiquement sous l'indenteur. Les dimensions de ce volume représentatif décrit sur la figure 9 ont été déterminées en première approximation sur la base de travaux en indentation, Johnson [16]. Le rayon, noté c , de la calotte hémisphérique déformée plastiquement sous l'indenteur peut être estimé en première approximation par la relation suivante :

$$\frac{c}{a} = f\left(\frac{E}{H}\right) \approx \sqrt{\frac{E}{H}} \quad (3)$$

avec E , le module élastique et H , la dureté du matériau étudié. Si on suppose un comportement élastique parfaitement plastique et donc un contact complètement plastique, la dureté H est proportionnelle à la limite élastique, avec $H = 3\sigma_Y$. En utilisant les données rhéologiques introduites dans le code de calcul regroupées dans le

tableau 2, le rapport c/a est de l'ordre de 3,1 et de 3,4 respectivement pour le CR39 et le PMMA. Compte des hypothèses réalisées pour estimer le rayon de la zone plastifiée, nous avons choisi de définir une boîte de forme parallépipédique, de longueur $6a$, de largeur et de hauteur $3a$, située sous l'indenteur en fin de rayage, comme illustré par la figure 9a.

À partir des différentes simulations numériques nous avons estimé une déformation plastique moyenne, représentative du contact. Cette déformation plastique moyenne correspond à la moyenne des déformations plastiques de chaque élément plastifié dans le volume représentatif et est définie par l'équation suivante :

$$(\varepsilon^P)_{eq} = \frac{\sum_{V_P} \varepsilon_i^P V_i}{\sum_{V_P} V_i} \quad (4)$$

avec V_i le volume d'un élément dans le volume représentatif et ε_i^P la déformation plastique associée de l'élément. Dans le volume représentatif défini précédemment, seuls les éléments plastifiés sont considérés dans le calcul du volume plastique noté V_P dans l'équation précédente, et donc dans le calcul de la déformation plastique moyenne. Cette approche pour estimer une valeur moyenne de la déformation plastique a été utilisée par Jarayamann et al. [17] en indentation normale et plus récemment par Bucaille et al. [2] dans le cas de rayure pour des indenteurs coniques. La déformation plastique moyenne augmente avec le rapport $(a/R)_V$ (Fig. 9b) et avec le frottement local (Fig. 9c). Ces figures confirment les tendances qualitatives observées sur les cartographies de champ de déformation plastique (Fig. 6). Ces courbes indiquent sans ambiguïté l'influence du frottement adhésif sur la plasticité dans le contact. En fonction du rapport a/R , le frottement local favorise l'apparition de la déformation plastique et plus généralement augmente le niveau de déformation plastique dans le contact. Cette tendance déduite des modélisations numériques confirme les observations expérimentales de la figure 4, montrant la part importante des propriétés de surfaces dans le processus de rayure de surfaces polymères. Il apparaît clairement en rayure que le frottement local joue un rôle similaire au rapport a/R dans l'estimation de la déformation plastique moyenne et donc de la déformation totale représentative du contact. Dans le cas d'un indenteur conique ($\theta = 70,3^\circ$), Felder et Bucaille [8] observent également une augmentation de la déformation plastique moyenne avec le frottement local, associé à une diminution des dimensions du volume déformé plastiquement sous l'indenteur et une localisation de la déformation plastique essentiellement en surface (Fig. 6). Cette remarque est en accord avec l'approche 2D proposée par Challen et Oxley [9]. On peut également noter l'influence de la rhéologie du matériau, avec une déformation plastique moyenne plus grande dans le cas du PMMA, possédant un faible écrouissage. L'aptitude à l'écrouissage plus importante du CR39 conduit à une augmentation du volume affecté par la rayure et donc à une diminution du niveau de plasticité dans ce volume [8].

Fig. 10. Évolutions du rapport a_r/a_f (a) et du rapport e_p/a_f (b) déduits des simulations numériques en fonction de la déformation plastique moyenne calculé à partir de l'équation (3) pour le PMMA et le CR39.

Sur la figure 10, nous avons représenté les évolutions des rapports a_r/a_f et e_p/a_f déduits des simulations numériques (Figs. 7 et 8) en fonction de la déformation plastique moyenne calculée à partir de l'équation (3) pour les deux matériaux et pour toutes les conditions de rayure (a/R , μ_{loc}). Il est intéressant de noter que les rapports a_r/a_f et e_p/a_f sont directement reliés à la déformation plastique moyenne estimée dans le contact, démontrant que le frottement μ_{loc} et le rapport a/R jouent un rôle similaire dans la déformation d'une surface lors d'un test de rayure. Précédemment nous avons montré pour une géométrie de pointe donnée (modélisée par le rapport a/R), que la rhéologie, en l'occurrence l'écrouissage du matériau, modifie le niveau de plasticité dans le contact, mais aussi que ce niveau de plasticité est également fonction du frottement local. En d'autres termes, comme suggéré par les figures 9a et b, (i) pour un matériau donné, une déformation plastique moyenne peut être obtenue pour différentes conditions (a/R , μ_{loc}) et (ii) pour des conditions de rayures données, la déformation plastique n'est pas identique d'un matériau à l'autre. Cependant,

pour un niveau de plasticité donné, quels que soient la rhéologie du matériau, le rapport a/R ou encore le frottement local μ_{loc} , la géométrie du contact, caractérisée par le bourrelet frontal et le retour élastique, est unique.

5 Conclusions

Dans ce travail, les résultats obtenus par modélisation numérique, en introduisant des rhéologies réalistes et en réalisant des rayures dans différentes conditions (a/R , μ_{loc}), montrent l'influence de la rhéologie et du frottement adhésif μ_{loc} à la fois sur les profils de contact et sur les champs de déformation plastique sous l'indenteur. Ces résultats sont confirmés par les observations expérimentales de rayure sur deux polymères amorphes (PMMA et CR39). Les champs de déformation plastique montrent des niveaux de plasticité entre les deux matériaux d'autant plus importants que le frottement est élevé pour un rapport a/R donné. Le frottement local affecte la forme, les dimensions et donc le gradient associé à la déformation plastique, avec notamment une déformation plastique maximale plus élevée et localisée en surface pour des frottements importants, comme le prévoient les modèles analytiques pour des contacts purement élastiques. Nous proposons une méthode pour estimer une déformation plastique moyenne représentative du volume déformé sous l'indenteur. Pour un matériau donné, cette déformation plastique est fonction du rapport a/R mais aussi du frottement local. Les paramètres associés à la géométrie du contact sont reliés à cette déformation plastique de façon indépendante de la rhéologie des matériaux.

Références

- [1] C. Gauthier, R. Schirrer, Time and temperature dependance of the scratch properties of poly-(methylemethacrylate) surfaces, *J. Mat. Sci.* 35 (2001) 2121–2130
- [2] G.M. Hamilton, L.E. Goodman, The stress field created by a circular sliding contact, *ASME J. Appl. Mech.* 33 (1966) 371–376
- [3] J.L. Bucaille, E. Felder, G. Hochstetter, Mechanical analysis of the scratch test on elastic and perfectly plastic materials with the three-dimensional finite element modelling, *Wear* 249 (2001) 422–432
- [4] J.L. Bucaille, Simulation numérique de l'indentation et de la rayure des verres organiques, thèse ENSMP, Nice–Sophia Antipolis, 2001
- [5] J.L. Bucaille, C. Gauthier, E. Felder, R. Schirrer, The influence of strain hardening of polymers on the piling-up phenomenon in scratch tests: experiments and numerical modelling, *Wear* 260 (2006) 804–814
- [6] I. Demirci, C. Gauthier, R. Schirrer, Experimental study and mechanical analysis of damage of a thin polymeric coating during scratching: relation between thickness and roughness, *Thin Solid Films* 479 (2005) 207–215
- [7] I. Demirci, Mécanique de l'endommagement par rayure de polymères, thèse de l'Université Louis Pasteur, Strasbourg I, 2004
- [8] E. Felder, J.L. Bucaille, Mechanical analysis of the scratching of metals and polymers with conical indenters at moderate and large strains, *Special Issue 180 Years of Scratch Testing*, ed. S.K. Sinha, *Tribology Int.* 39 (2006) 70–87
- [9] J.M. Challen, P.L.B. Oxley, An explanation of the different regimes of friction and wear using asperity and deformation models, *Wear* 53 (1979) 229–243
- [10] J.L. Bucaille, E. Felder, G. Hochstetter, Identification of the viscoplastic behavior of a polycarbonate based on experiments and numerical modeling of the nanoindentation tests, *J. Mat. Sci.* 37 (2002) 3999–4011
- [11] D. Tabor, *The hardness of Metals*, Clarendon Press, Oxford, 1951
- [12] H. Pelletier, C. Mendibide, A. Riche, Mechanical characterization of polymeric films using depth sensing instrument: correlation between visco-elasto-plastic properties and scratch resistance, *Progress in Organic Coatings* 62 (2008) 162–178
- [13] S. Lafaye, Propriétés mécaniques de friction et de déformation des surfaces de polymères solides, thèse de l'Université Louis Pasteur, Strasbourg I, 2002
- [14] S. Lafaye, C. Gauthier, R. Schirrer, A surface flow line model of a scratching tip: apparent and true local friction coefficients, *Tribology Int.* 38 (2005) 113–127
- [15] C. Gauthier, A.-L. Durier, C. Fond, R. Schirrer, Scratching of a polymer and mechanical analysis of a scratch resistance solution, *Special Issue 180 Years of Scratch Testing*, ed. S.K. Sinha, *Tribology Int.* 39 (2006) 88–98
- [16] K.L. Johnson, *Contact Mechanics*, Cambridge University Press, 1985
- [17] S. Jayaraman, G.T. Hahn, W.C. Oliver, C.A. Rubin, P.C. Bastias, Determination of monotonic stress-strain curve of hard materials from ultra-low-load indentation tests, *Int. J. Sol. Struct.* 35 (1998) 365–381