
Simulation numérique de la rayure des matériaux

Guillaume Kermouche — Jean-Michel Bergheau

LTDS UMR5513 CNRS/ECL/ENISE

58 rue Jean Parot

F-42023 Saint Etienne Cedex 2

guillaume.kermouche@enise.fr

RÉSUMÉ. Les essais de rayure sont souvent utilisés pour étudier les phénomènes de frottement et d'usure ainsi que pour identifier localement les propriétés mécaniques des matériaux. La complexité du comportement des matériaux et des interfaces rend difficile l'analyse expérimentale de ce type de tests. La simulation numérique par éléments finis permet d'améliorer la compréhension de ces essais. Dans cet article, une méthode de remaillage dédiée spécifiquement à la modélisation numérique de l'essai de rayure est décrite. Une application est ensuite proposée concernant l'étude des effets de la vitesse de rayure sur des solides viscoélastiques et élastiques-viscoplastiques. Les effets sur la déformée en rayure et le coefficient de frottement sont étudiés.

ABSTRACT. The scratch test is generally used to study friction and wear phenomena and to locally identify the mechanical properties of materials. The complexity of material and interface behaviours makes difficult the analysis of this test. The use of finite element simulations helps to improve the understanding of this process. In this paper, a remeshing procedure specially developed for numerical modelling of scratch test is described. Then, an application concerning the study of scratching speed effects on viscoelastic and elastic viscoplastic solids is proposed. Effects on the deformed shape of the surface and on the friction coefficient are also studied.

MOTS-CLÉS : rayure, simulation numérique, remaillage, viscoélasticité, viscoplasticité.

KEYWORDS: scratch, numerical simulation, remeshing, viscoelasticity, viscoplasticity.

1. Introduction

La caractérisation mécanique des surfaces constitue aujourd'hui un enjeu majeur pour le développement de certains secteurs industriels. Ainsi, par exemple, l'industrie optique (Bucaille 2001) et l'industrie automobile (Bertrand-Lambotte *et al.* 2001) sont, pour des raisons évidentes, très demandeuses de films anti-rayure. La caractérisation mécanique des surfaces nécessite une connaissance approfondie des essais d'indentation et de rayure. En effet ceux-ci permettent d'identifier très localement et de façon non destructive, les propriétés mécaniques de surface (élasticité, viscoplasticité) et le comportement d'interfaces (frottement, adhérence, usure). De nombreux travaux, reposant sur une approche expérimentale, ont vu le jour au cours de ces trente dernières années. Toutefois, le nombre de paramètres mis en jeu (conditions expérimentales...), rend la compréhension de ces essais difficile et onéreuse. La méthode des éléments finis permet de pallier à ces problèmes (Bucaille 2001). En effet, il est possible de dissocier l'influence des différents paramètres et ainsi d'affiner la compréhension de ces essais (Barge *et al.* 2003). A terme, elle pourrait même être un outil de prédiction pour le comportement à la rayure de tel ou tel matériau.

Dans certains cas, il est possible d'atteindre une phase stationnaire en rayure. Cela dépend principalement des propriétés mécaniques des matériaux rayés et de la forme des indenteurs (Bucaille 2001). Les conditions de chargement doivent être de type « pénétration constante » ou « force normale constante ». Pour les matériaux présentant un comportement dépendant du temps, une vitesse de rayure constante permet d'atteindre une phase stationnaire (Jardret *et al.* 2003, Gauthier *et al.* 2001). Dans cette étude, seules les rayures de type labourage (Challen *et al.* 1979, Barge *et al.* 2003) sont considérées. Selon la loi de comportement du matériau, il y a création ou non d'un bourrelet frontal, de bourrelets latéraux et d'un sillon résiduel après passage de l'indenteur (figure 1). Par une étude expérimentale sur différents matériaux, Jardret *et al.* (1998) montre l'influence des déformations élastiques et plastiques sur les pressions de contact et la déformée de la surface. Par la suite, Bucaille *et al.* (2001) confirmera ces résultats à l'aide de simulations numériques par éléments finis en considérant des solides élastiques parfaitement plastiques.

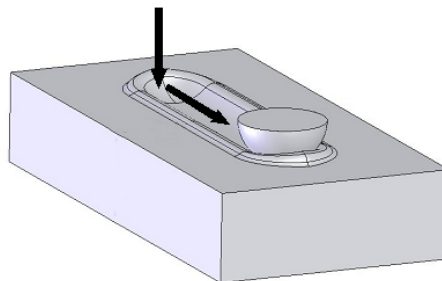


Figure 1. Rayure avec une sphère en phase stationnaire

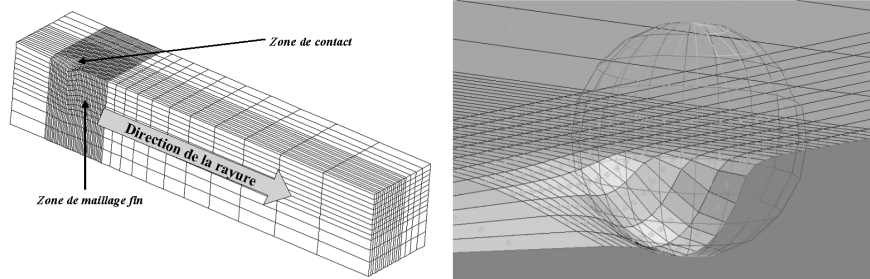


Figure 2. Remaillage par zone suivant la zone de contact (gauche); rayure avec une sphère (droite)

La simulation numérique de la rayure est complexe car elle met en jeu des grands déplacements, grandes rotations et grandes déformations de la matière. Un des obstacles majeurs à l'utilisation de l'outil numérique vient des problèmes liés aux distorsions importantes des éléments sous le contact qui conduit à la non-convergence des calculs. Pour y remédier, une méthode de remaillage dédiée spécifiquement à la simulation de l'essai de rayure est présentée dans une première partie. Celle-ci permet de reproduire la phase transitoire de la rayure jusqu'à la phase stationnaire (figure 2). Dans une seconde partie, une application concernant la rayure de matériaux suivant des lois de comportement de type viscoélastique ou élastique-viscoplastique (représentatif de certains polymères) est ensuite présentée. On étudie alors l'effet de la vitesse de rayure sur certaines grandeurs caractéristiques comme le coefficient de frottement apparent, la profondeur résiduelle après rayure et la forme des bourrelets.

2. Modélisation numérique

La modélisation numérique de l'essai de rayure a été développée et implantée dans le logiciel Systus/Sysweld[®] (Systus/Sysweld 2004). Celui-ci a été choisi car il dispose d'un langage externe permettant d'avoir accès à toutes les fonctionnalités du logiciel (maillage, solveur, post-traitement...) et ainsi d'autoriser le développement de modules externes adaptés. Dans ce document, nous proposons un module de remaillage dédié à l'essai de rayure, compatible avec le solveur de Systus[®].

2.1. Géométrie et conditions aux limites

Afin de représenter le procédé de labourage produit par un indenteur de forme sphérique ou conique sur un massif plat, il est nécessaire de représenter les pièces en trois dimensions. La cinématique choisie pour l'essai de rayure est la suivante :

- phase d'indentation,

– phase de rayure à force normale imposée ou déplacement normal imposé.

L'axe d'indentation est \vec{z} et l'axe de rayure est \vec{x} . Notons que d'autres cinématiques sont admissibles pour atteindre une phase stationnaire de la rayure (ou du processus de labourage). Le domaine de maillage est un parallélépipède rectangle bloqué sur sa base suivant \vec{z} (figure 3). Dans le cas d'indenteurs axisymétriques, il existe une symétrie évidente du problème dont le plan est ($y = 0$). Le massif rayé étant un massif semi-infini, les longueur, largeur et hauteur de celui-ci doivent être les plus importantes possibles. Nous verrons par la suite que l'algorithme de remaillage permet d'imposer des valeurs très grandes pour ces paramètres sans augmenter le nombre d'éléments du maillage.

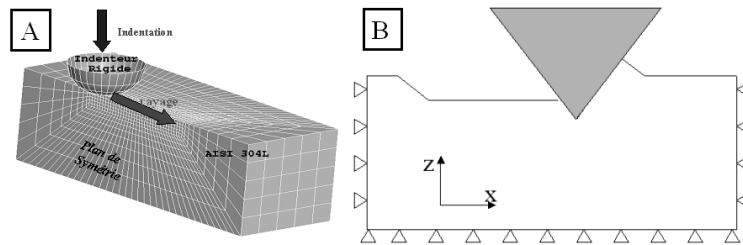


Figure 3. Cinématique de l'essai de rayure sur un AISI304L (Barge et al. 2003) (A) ; conditions aux limites, le mouvement étant de la gauche vers la droite (B)

L'algorithme de contact repose sur l'utilisation de cibles rigides afin de faciliter la gestion des grands déplacements entre l'indenteur et le matériau. Les inéquations du contact unilatéral, avec ou sans frottement interfacial, sont résolues par une méthode de pénalisation (Peric *et al.* 1992). Un des inconvénients de cette méthode est qu'elle autorise une interpénétration des deux surfaces. Les inéquations du contact ne sont donc pas rigoureusement satisfaites. Un de ses avantages, par rapport à une méthode reposant sur les multiplicateurs de Lagrange (Chamoret 2002), est le temps de calcul. La cible étant rigide, il est plus pratique d'utiliser des conditions de chargement en déplacement. Les rayures sont ainsi effectuées à profondeur imposée. La plupart des essais expérimentaux sont pilotés à force normale imposée (Gauthier *et al.* 2000, Bertrand-Lambotte *et al.* 2001, Jardret *et al.* 2003). Cette différence n'est pas très importante car ces deux conditions de chargement doivent théoriquement mener à la même phase stationnaire.

2.2. Un algorithme de remaillage dédié

2.2.1. Principe

Lorsque les conditions de chargement sont sévères, il est nécessaire de recourir à une méthode de remaillage (Bucaille 2001). En effet, les grandes distorsions des éléments sous le contact invalident l'utilisation des modèles standard (figure 4).

La méthode que nous avons développée repose sur la gestion de zone de maillage à fortes ou faibles concentrations d'éléments. La taille et la position de ces zones sont déterminées automatiquement au cours du calcul en fonction de la position de l'indenteur et de la taille de la surface de contact à l'avant et à l'arrière de l'indenteur. La surface de contact est mesurée à chaque pas de remaillage. Nous imposons une zone de maillage dense dont la taille est de l'ordre de trois fois la longueur caractéristique de cette surface, ce qui est suffisant pour décrire correctement les gradients de contrainte (Bucaille *et al.* 2001). L'intérêt de cette méthode est qu'elle ne nécessite pas l'utilisation de critères numériques spécifiques (Hamel *et al.* 2000). De plus, elle permet de gérer les rayures à profondeur variable sans intervention de l'utilisateur. Les zones de maillage sont donc mobiles et s'adaptent automatiquement à la position de l'indenteur (figure 2). Grâce à cette technique, le nombre d'éléments est indépendant de la taille du massif. Le pas entre chaque étape de remaillage est calculé de telle sorte que la longueur rayée soit inférieure à la longueur d'un élément de contact, ce qui limite la distorsion des mailles. Pour faciliter la gestion du contact, le nombre de nœuds en contact avec l'indenteur reste constant au cours du rayage. Cependant, les nœuds en contact étant différents d'un pas de temps à l'autre, il est encore nécessaire de traiter le contact.

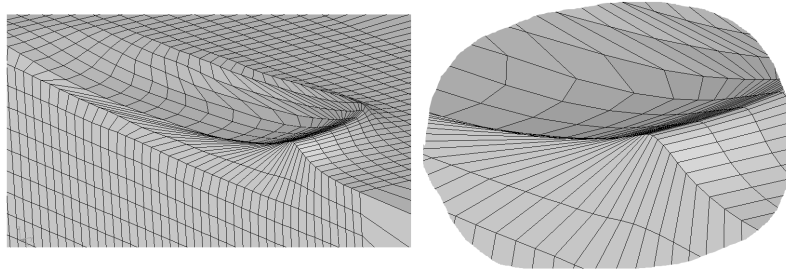


Figure 4. *distorsion d'un maillage standard lors d'une rayure avec des conditions de chargement sévères (acier de type 304, indenteur sphérique, coefficient de frottement interfacial = 1.0)*

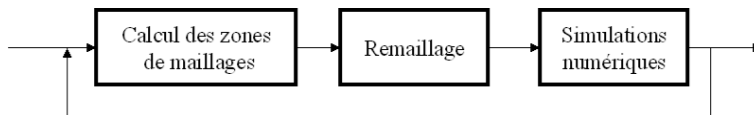


Figure 5. *Déroulement d'un pas de remaillage*

Les éléments utilisés sont des hexaèdres du premier ordre à intégration sélective pour prendre en compte correctement la condition d'incompressibilité plastique. Ce sont des éléments particulièrement adaptés à la simulation numérique des équations des écoulements plastiques. Ils posent néanmoins le problème de la discrétisation. Dans les problèmes de mise en forme, les éléments les plus souvent utilisés sont des

tétraèdres car ils permettent de mailler facilement tous types de géométries (Hamel *et al.* 2000).

Considérons l'étape de remaillage du schéma 5, qui se décompose de la façon suivante :

- 1) création d'un parallélépipède de référence. Le maillage de celui-ci respecte les différentes zones de maillage déterminées précédemment. Le maillage d'un tel volume par des hexaèdres est alors très simple (figure 6) ;
- 2) déformation homogène de ce parallélépipède par rapport à la géométrie de la surface supérieure de l'ancien maillage (figure 6) ;
- 3) transport des champs (déplacements, contraintes...) de l'ancien maillage vers le nouveau maillage.

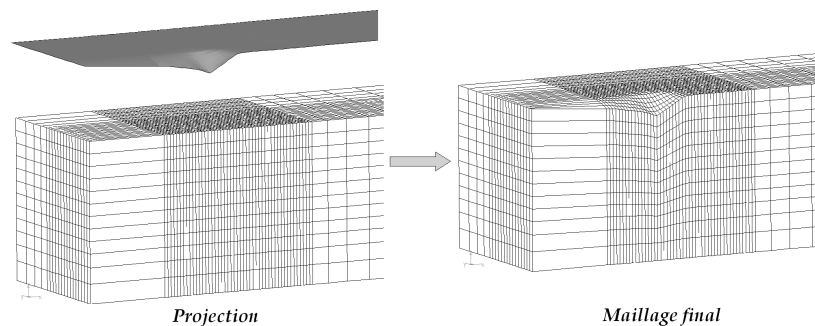


Figure 6. Construction du nouveau maillage

2.2.2. Transport des champs

Une fois le nouveau maillage construit, il faut lui affecter les données de l'ancien maillage. On parle de transport des quantités physiques du maillage source vers le maillage cible. Deux types de variables à transporter doivent être distinguées :

- les variables nodales (déplacement, vitesse, température...);
- les variables stockées aux points de Gauss des éléments (contrainte, déformation...).

Considérons les variables nodales. On cherche l'élément de l'ancien maillage contenant le nœud du nouveau maillage considéré. Les quantités physiques lui sont alors affectées par l'intermédiaire des fonctions de forme de l'élément (figure 7). Cette opération est appelée *interpolation inverse* (Peric *et al.* 1999).

Considérons les variables stockées aux points de Gauss des éléments. Afin de nous ramener à un transport par interpolation inverse, les valeurs de ces variables sont extrapolées aux nœuds de l'ancien maillage en utilisant l'approximation par éléments

finis (Bergheau *et al.* 2004). Pour s'assurer que les contraintes vérifient les conditions d'admissibilité plastique, cette opération est effectuée en prenant en compte les propriétés plastiques du matériau (limite d'élasticité, écrouissage). Pour chaque point de Gauss du nouveau maillage, on cherche alors l'élément de l'ancien maillage le contenant. Les quantités physiques sont ensuite affectées par interpolation inverse. Cette méthode ne permet malheureusement pas de satisfaire la loi de comportement du matériau ainsi que l'équilibre mécanique. Il est alors nécessaire d'effectuer un calcul de ré-équilibrage. Pour cela, nous proposons de rétablir l'équilibre mécanique en re-calculant, à l'instant de remaillage, la distribution des grandeurs physiques sur le nouveau maillage, en tenant compte des résultats du transport de données.

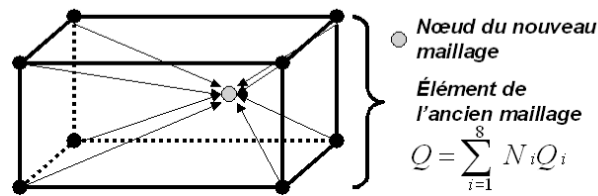


Figure 7. Transport par interpolation inverse

2.2.3. Validation

Cet algorithme a été validé en comparant les résultats obtenus avec et sans remaillage pour un cas ne nécessitant pas de remaillage. Considérons le processus de labourage qui résulte du glissement d'une aspérité très dure sur une surface plane en acier 304L (Barge *et al.* 2003). L'aspérité est idéalisée sous la forme d'un indenteur sphérique de rayon $R = 2$ mm et supposée infiniment rigide. La pénétration imposée de l'indenteur est de l'ordre de $20 \mu\text{m}$. Le contact entre l'indenteur et le massif est supposé glissant. Le comportement du matériau est supposé élastoplastique. Les paramètres des lois utilisées ont été identifiés à partir d'essais de traction uniaxiale à 350°C sur des éprouvettes en 304L. Le coefficient de Poisson et le module de Young valent respectivement 0,3 et 172 000 MPa. La courbe d'écrouissage peut être modélisée par une loi de puissance de type Ramberg-Osgood :

$$\sigma = 144,5 + 550(\varepsilon^p)^{0,23} \quad [1]$$

Notons que la nature de l'écrouissage utilisée dans cette partie est isotrope. Le nombre de mailles du modèle a été choisi de façon à minimiser les erreurs numériques dues à la discrétisation. Les évolutions des efforts normaux et tangentiels en fonction de la distance glissée sont tracées dans le graphique 8. Ces grandeurs évoluent avec la distance glissée lors du régime transitoire et se stabilisent ensuite (régime stationnaire). Les résultats obtenus avec et sans remaillage sont quasiment confondus, ce qui permet de valider l'implémentation de l'algorithme de remaillage développé dans ce document.

2.2.4. Extension à la rayure des matériaux à deux couches (bicouches)

Avec l'utilisation de plus en plus fréquentes de films de protections (verre de lunette, pare-brise automobile, peinture...) ou encore le développement de couches de contamination en fonctionnement (couche d'oxydes, crayons de grappes...), il est primordial de comprendre l'effet de celles-ci sur des sollicitations de types *rayures* (ou glissement). Étant donné la complexité des phénomènes à modéliser (milieux confinés...), il est obligatoire d'avoir recours à la simulation numérique. Il est ici impératif d'utiliser une méthode de remaillage adaptée car les distorsions des éléments de la couche sont particulièrement importantes. La méthode précédente s'adapte facilement à ce type de problème. L'une des principales difficultés est la construction du nouveau maillage. Deux maillages de référence sont définis : un pour la couche et un pour le substrat. Pour décrire les cas limites de couches minces et de couches épaisses, on fait dépendre le nombre d'éléments dans l'épaisseur de la couche de la taille de la zone de contact. La construction du nouveau maillage est décrite en figure 9. La figure 10 illustre les capacités de cet algorithme à modéliser, dans un cas la rayure d'une couche très mince (figure 10a) et dans l'autre cas une couche plus épaisse (figure 10b).

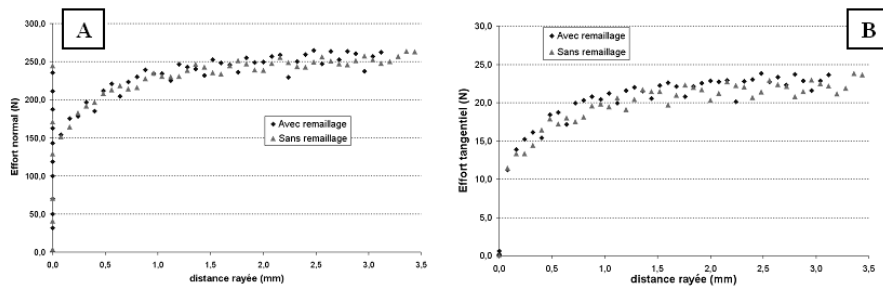


Figure 8. Comparaison des résultats de rayure sur AISI304L avec et sans méthode de remaillage

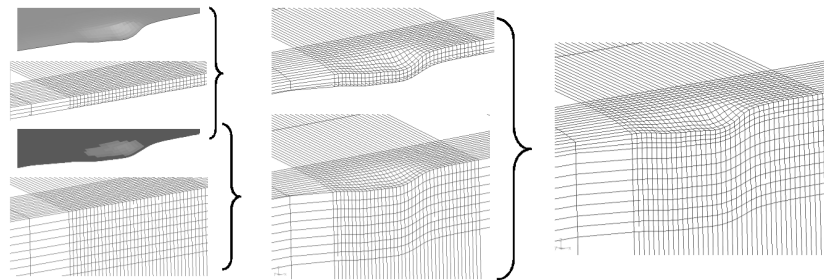


Figure 9. Construction du nouveau maillage dans le cas du rayage d'un matériau bicouche

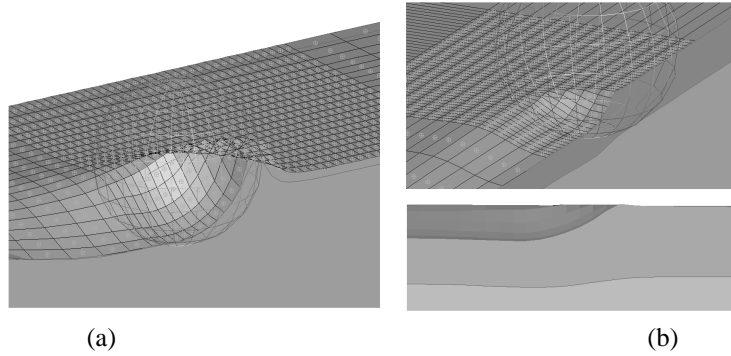


Figure 10. Rayure avec une sphère d'un solide composé de deux couches élastoplastiques pour deux profondeurs de pénétration : 5 fois l'épaisseur de la couche (a), 0,5 fois l'épaisseur de la couche (b). Dans les deux cas : $h/R = 1/4$

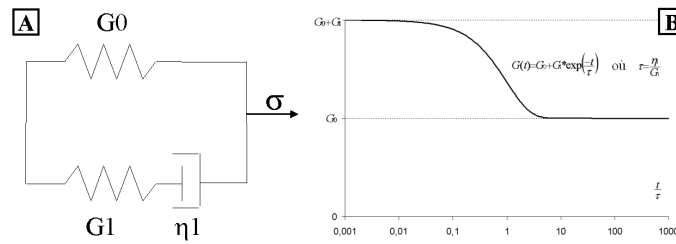


Figure 11. Schéma rhéologique d'un solide viscoélastique linéaire de type Maxwell à 2 branches (A), relaxation du module de cisaillement du solide après un échelon de chargement (B)

3. Une application : effets de la vitesse de rayure

Considérons un solide viscoélastique linéaire (Lemaitre 1996) de type Maxwell généralisé à deux branches (figure 11) avec $G_0 = 70$ MPa, $G_1 = 800$ MPa, $\eta_1 = 80$ MPa.s et $\nu = 0,4$. Ce type de comportement est représentatif de certains élastomères ou polymères au-dessus de leurs températures de transition vitreuse (Lemaitre 1996). Ce modèle a été étendu au cas des grandes déformations en introduisant un taux de contrainte objectif (Bardenhagen *et al.* 1997). L'aspérité rayante est modélisée par une sphère rigide de rayon 10 mm et sa pénétration dans le massif est $h = 2,5$ mm. La vitesse varie de 0,5 mm/s à 625 mm/s. Le contact est sans frottement. Le coefficient de frottement mesuré ne dépend alors que de la déformation du massif. Les résultats sont tracés sur la figure 12. Ceux-ci montrent qu'il existe une transition du comportement du matériau. Lorsque la vitesse de rayure est très petite, le

solide se comporte comme un solide élastique de module de cisaillement G_0 . Lorsque la vitesse de rayure est très importante, il se comporte comme un solide élastique de module de cisaillement $G_0 + G_1$. Dans ces deux cas, le coefficient de frottement est quasi nul (figure 12a) et la surface de contact à l'arrière de l'indenteur est très voisine de celle à l'avant de l'indenteur (figure 12b). Ces figures montrent aussi qu'il existe une vitesse de rayure critique correspondant à un coefficient de frottement maximum.

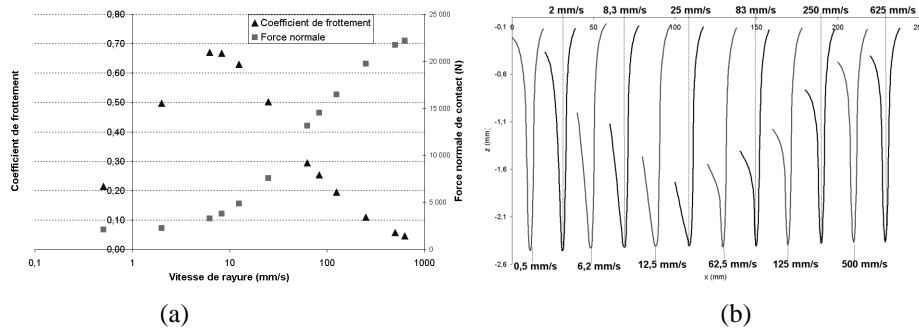


Figure 12. Rayure d'un solide viscoélastique linéaire : effort de contact et coefficient de frottement en fonction de la vitesse de rayure (a); profil longitudinal pour différentes vitesses de rayure (b)

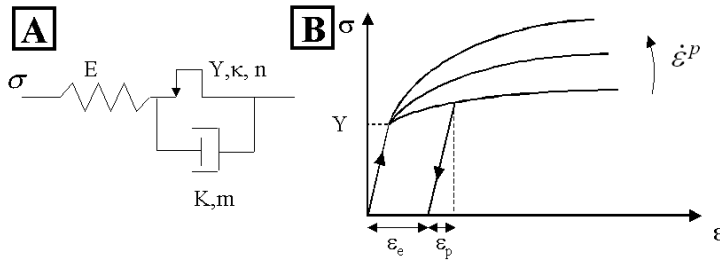


Figure 13. Schéma rhéologique d'un solide élastique viscoplastique de type Bingham-Norton (Lemaitre 1996) (A); influence de la vitesse de déformation sur une courbe de traction (B)

Considérons maintenant un solide élastique-viscoplastique de type Bingham-Norton (figure 13). La loi de comportement s'écrit $\dot{\epsilon}^p = \left(\frac{\sigma - Y - R}{K}\right)^m$ sur un essai uniaxial. Les propriétés mécaniques considérées ici sont $E = 3200$ MPa, $Y = 40$ MPa, $K = 150$ MPa.s^{-m}, $m = 3$ et κ une variable d'écrouissage isotrope linéaire de pente 700 MPa. Ces propriétés sont proches de certains polymères vitreux, très utilisés par l'industrie optique. Dans cette étude, $R = 10$ μm et $h = 3$ μm. La vitesse de rayure varie de 1 μm/s à 1000 mm/s. Dans cette application, le contact est sans frottement. Les résultats sont tracés sur la figure 14. Lorsque la vitesse de rayure est très petite, le

bourrelet frontal et le coefficient de frottement sont maximaux (figure 14a) et la surface de contact à l'arrière de l'indenteur est minimale (figure 14b). Ces résultats sont caractéristiques d'une rayure sur un solide élastoplastique (Jardret *et al.* 1998, Bucaille *et al.* 2001). Lorsque la vitesse de rayure est très importante, il se comporte comme un solide élastique. Il n'y a pas de bourrelet frontal mais plutôt un affaissement devant l'indenteur. Le coefficient de frottement est nul et la surface de contact à l'arrière de l'indenteur est très proche de la surface de contact à l'avant de l'indenteur. Au contraire du frottement classique de Coulomb, la force normale appliquée sur l'indenteur augmente alors que le coefficient de frottement mesuré diminue. D'un point de vue mécanique, ce phénomène s'explique par l'augmentation de la vitesse de déformation avec la vitesse de rayure, d'où une augmentation de la pression moyenne de contact et des déformations élastiques. En effet, le frottement local étant nul, le coefficient de frottement mesuré n'est fonction que de la déformation du massif rayé. Une augmentation des déformations élastiques induit alors une diminution du coefficient de frottement. Cette transition de comportement avec la vitesse de rayure a été observée expérimentalement (Gauthier *et al.* 2001).

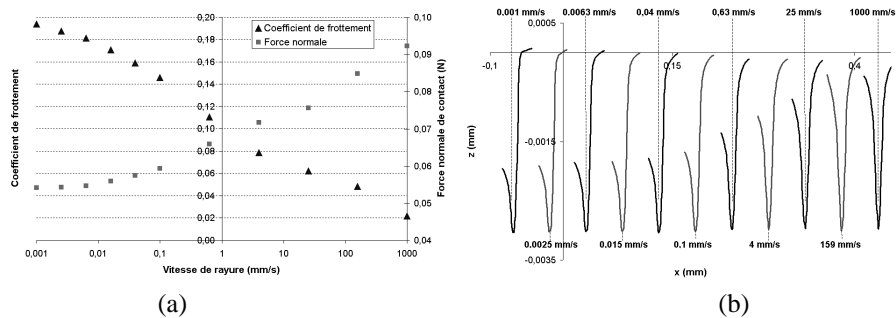


Figure 14. Rayure d'un solide élastique-viscoplastique : effort de contact et coefficient de frottement en fonction de la vitesse de rayure (a); profil longitudinal pour différentes vitesses de rayure (b)

4. Conclusions

Dans cette étude, une méthode de remaillage adaptée à la rayure des matériaux a été développée. Celle-ci a été utilisée pour comprendre les effets de la vitesse de rayure. D'un point de vue phénoménologique, le frottement entre deux surfaces dont les matériaux sont viscoélastiques ou viscoplastiques dépendra fortement de la vitesse de glissement et de la micro-géométrie des surfaces en contact. Une approche de type Coulomb pour modéliser le frottement de manière macroscopique peut donc être insuffisante. Plus particulièrement, il a été montré que le coefficient de frottement dépend fortement de la vitesse de rayure. Cette méthode a été étendue à la simulation numérique de la rayure de matériau de type couche mince sur substrat en utilisant la même stratégie de remaillage. L'objectif à terme est de pouvoir simuler la décohésion (Monerie *et al.* 2001) de films minces sous sollicitations de rayure.

5. Bibliographie

- Bardenhagen S.-G., Stout M.-G., Gray G.-T., « Three-dimensional, finite deformation, viscoplastic constitutive models for polymeric materials », *Mech. Mat.*, vol. 25, p. 235-253, 1997.
- Barge M., Kermouche G., Gilles P., Bergheau J.-M., « Experimental and numerical study of the ploughing part of abrasive wear », *Wear*, vol. 255, p. 30-37, 2003.
- Bergheau J.-M., Fortunier R., Simulation numérique des transferts thermiques par éléments finis, Lavoisier, 2004.
- Bertrand-Lambotte P., Loubet J.-L., Verpy C., Pavan S., « Nano-indentation, scratching and atomic force microscopy for evaluating the mar resistance of automotive clearcoats : study of the ductile scratches », *Thin Solid Films*, vol. 398-399, p. 306-312, 2001.
- Bucaille J.-L., *Simulation numérique de l'indentation et de la rayure des verres organiques*, thèse de doctorat, ENSMP, 2001.
- Bucaille J.-L., Felder E., Hochstetter G., « Mechanical analysis of the scratch test on elastic and perfectly plastic materials with the three-dimensional finite element modelling », *Wear*, vol. 249, p. 422-432, 2001.
- Challen J.-M., Oxley P.-L.-B., « An explanation of the different regimes of friction and wear using asperity deformation models », *Wear*, vol. 53, p. 229-243, 1979.
- Chamoret D., Modélisation du contact : nouvelles approches numériques, thèse de doctorat, ECL, 2002.
- Gauthier C., Lafaye S., Schirrer R., « Elastic recovery of a scratch in a polymeric surface : experiments and analysis », *Trib. Int.*, vol. 34, p. 469-479, 2001.
- Gauthier C., Schirrer R., « Time and temperature dependence of the scratch properties of polymethylmethacrylate surfaces », *J. Mat. Sci.*, vol. 35, p. 2121-2130, 2000.
- Hamel V., Roelandt J.-M., Gacel J.-N., Schmit F., « Finite element modeling of clinch forming with automatic remeshing », *Computers and Structures*, vol. 77, p. 185-200, 2000.
- Jardret V., Morel P., « Viscoelastic effects on the scratch resistance of polymers : relationship between mechanical properties and scratch properties at various temperatures », *Progress in Organic Coatings*, vol. 48, p. 322-331, 2003.
- Jardret V., Zahouani H., Loubet J.-L., Mathia T.-G., « Understanding and quantification of elastic and plastic deformation during a scratch test », *Wear*, vol. 218, p. 8-14, 1998.
- Lemaitre J. Chaboche J.-L., *Mécanique des matériaux solides*, Dunod, 1996.
- Monerie Y., Acary V., « Formulation dynamique d'un modèle de zone cohésive tridimensionnel couplant endommagement et frottement », *Revue Européenne des Eléments Finis*, vol. 10, p. 489-503, 2001.
- Peric D., Owen D.-R.-J., « Computational model for 3d contact problems with friction based on the penalty method », *Int. J. Num. Met. Engng.*, vol. 35, p. 1289-1309, 1992.
- Peric D., Vaz M., Owen D.-R.-J., « On adaptative strategies for large deformations of elastoplastic solids at finite strains : computational issues and industrial applications », *Comp. Meth. App. Mech. Eng.*, vol. 176, p. 279-312, 1999.
- Systus/Sysweld, *User's manual*, ESI Group, 2004.