

Conception d'un nouveau test de frottement pour le forgeage à froid par extrusion et études tribologiques d'un alliage d'aluminium

D. T. PHAM^a, A. GAVRUS^a, H. FRANCILLETTE^b

a. Laboratoire de Génie Civil et de Génie Mécanique, EA3913, INSA de Rennes, UEB

b. SCR/CM, UMR CNRS 6226, INSA de Rennes, UEB

CS 70839, 20 Avenue des Buttes de Coësmes, 35708 RENNES Cedex 7, France

Résumé :

Pour mieux caractériser le frottement lors des procédés de mise en forme, il est nécessaire d'utiliser des tests tribologiques capables de reproduire les conditions réelles de contact. Les auteurs proposent ainsi la conception optimale d'une filière d'extrusion afin de mieux identifier le frottement dans les conditions réelles d'un procédé de filage à partir d'une technique d'Analyse Inverse. Des tests avec un tribomètre classique ont été aussi réalisés, ainsi que des analyses expérimentales sur la surface de l'échantillon déformé, afin de mieux expliquer les phénomènes de contact.

Abstract :

For a good characterization of friction during the metal forming processes, it is necessary to use friction tests which can reproduce the real contact conditions. The authors propose the optimal design of an extrusion die in order to perform a more correct identification of the friction phenomena during the extrusion process using an Inverse Analysis approach. Tests on a classic tribometer will also be used, as well as subsequent experimental analysis of the surface of the specimen, to give a better explanation of the contact phenomena.

Mots clés : Extrusion directe, Frottement, Analyse Inverse, Texture cristallographique.

1 Introduction

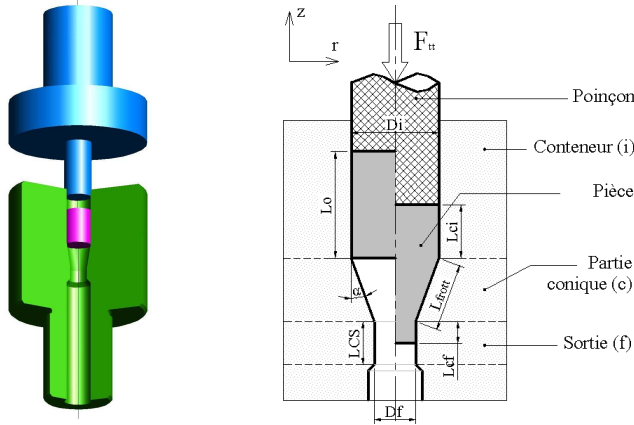
Dans les procédés de mise en forme, le frottement joue un rôle important et parfois difficile à maîtriser. La littérature propose plusieurs tests expérimentaux afin de caractériser le frottement. Dans le domaine du formage plastique, le test de compression d'un anneau est souvent utilisé [1-4]. D'autre part, le test classique de compression d'un cylindre peut également être utilisé pour caractériser le frottement [5-7] lors des opérations de forgeage libre. Dans des travaux plus récents, Zhang [8] et Dubar [9] ont proposé l'utilisation du test type 'Upsetting Sliding' pour déterminer le coefficient de frottement à partir des forces normales et tangentielles mesurées simultanément avec l'évolution des dimensions géométriques de l'éprouvette déformée. Pendant les dernières décennies, des méthodes d'identification ont été développées pour déterminer les paramètres rhéologiques et tribologiques des matériaux à partir de simulations par éléments finis d'essais mécaniques et de tests de frottement [10-15]. Le travail que l'on propose cherche à identifier par l'analyse inverse les propriétés tribologiques d'un alliage d'aluminium, directement à partir de la courbe force - déplacement d'un procédé d'extrusion directe, optimisé pour pouvoir obtenir une sensibilité importante de l'effort de filage avec les coefficients de frottement [16-18] et proposé comme un nouveau test tribologique.

2 Conception optimale d'une filière d'extrusion directe

Un procédé d'extrusion directe peut être utilisé pour étudier les propriétés tribologiques des matériaux pendant un formage plastique car on se place dans des conditions de sollicitations et de déformations très proches d'un procédé industriel de mise en forme volumique. En conséquence une géométrie optimale d'une filière sera conçue pour pouvoir caractériser le frottement, en utilisant des modèles de calculs analytiques et des simulations numériques (code de calcul éléments finis FORGE2®). L'objectif est de définir un test type de filage direct avec une configuration expérimentale adéquate qui cherche à maximiser l'influence du frottement afin de pouvoir mieux l'identifier et le quantifier.

2.1 Analyses analytiques et choix des dimensions optimales

La définition des variables géométriques du dispositif d'extrusion est représentée dans la Figure 1b et son modèle en 3D est présenté dans la Figure 1a. Afin de déterminer les forces d'extrusion, des modèles de calculs analytiques ont été utilisés [16-18]. La force d'extrusion est déterminée en se basant sur trois approches: la méthode de la Borne Supérieure (MBS) [19-20], la méthode des Tranches (MT) [11] et la méthode mixte approximative (MM). Les formules de calcul de la force d'extrusion correspondant à chaque méthode sont synthétisées dans le Tableau 1 ci-dessous.

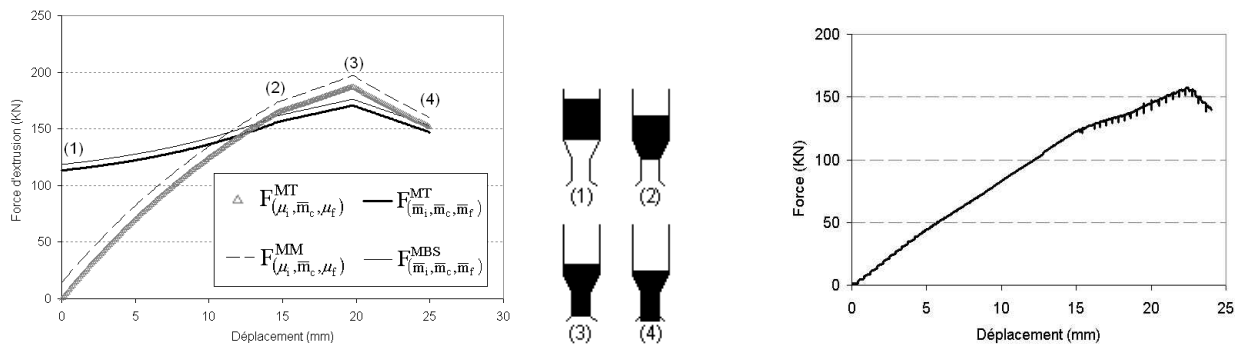


a) Représentant du modèle en 3D
 b) Définition des grandeurs du dispositif
 FIG. 1 – Procédé d'extrusion directe.

$F_{(\bar{m}_i, \bar{m}_c, \bar{m}_f)}^{MBS} = \frac{\pi D_i^2}{4} [\sigma_c^{MBS} + S_{i,f}^{Tr}]$ $F_{(\bar{m}_i, \bar{m}_c, \bar{m}_f)}^{MT} = \frac{\pi D_i^2}{4} [\sigma_c^{MT} + S_{i,f}^{Tr}]$ $F_{(\mu_i, \bar{m}_c, \mu_f)}^{MT} = \frac{\pi D_i^2}{4} [\sigma_c^{MT} \times S_{i,f}^C]$ $F_{(\mu_i, \bar{m}_c, \mu_f)}^{MM} = \frac{\pi D_i^2}{4} [\sigma_c^{MBS} \times S_{i,f}^C]$
--

Tableau 1 – Force d'extrusion déterminée par trois méthodes analytiques.

Dans le Tableau 1, σ_c^{MBS} et σ_c^{MT} représentent l'effort dans la zone conique (c) déterminé par la méthode de la Borne Supérieure, i.e. $\sigma_c^{MBS} = \sigma_0 \left[f(\alpha) + \frac{\bar{m}_c}{\sqrt{3} \tan \alpha} \ln \left(\frac{D_i}{D_f} \right)^2 + \frac{2}{\sqrt{3}} \left(\frac{\alpha}{\sin^2 \alpha} - \cot \alpha \right) \right]$, et par la méthode des Tranches, i.e. $\sigma_c^{MT} = \sigma_0 \left(\cos^2 \alpha + \frac{\bar{m}_c}{\sqrt{3} \tan \alpha} \right) \ln \left(\frac{D_i}{D_f} \right)^2$. Les termes $S_{i,f}^{Tr}$ et $S_{i,f}^C$ traduisent l'influence du frottement dans le conteneur (i) et dans la zone finale (f); ainsi pour un frottement de type Tresca: $S_{i,f}^{Tr} = \sigma_0 \frac{4}{\sqrt{3}} \left(\frac{\bar{m}_i L_c^i}{D_i} + \frac{\bar{m}_f L_c^f}{D_f} \right)$ et pour un frottement de type Coulomb: $S_{i,f}^C = \exp \left(\frac{4\mu_i L_c^i}{D_i} + \frac{4\mu_f L_c^f}{D_f} \right)$. Dans ces expressions σ_0 est supposé constant est égal la limite élastique du matériau σ_{00} , μ_i et μ_f sont les coefficients de frottement de type Coulomb dans le conteneur, respectivement dans la zone de sortie, et \bar{m}_i , \bar{m}_c et \bar{m}_f sont les coefficients de frottement de type Tresca dans le conteneur, dans la partie conique et dans la zone de sortie. Le terme $f(\alpha)$ est une fonction de l'angle α de la filière, avec $f(\alpha) \approx 1$ pour une faible valeur de la conicité α .



(a) Calculs analytiques
 (b) Positions correspondantes
 (c) Simulation numérique
 FIG. 2 – Evolutions des forces d'extrusion.

Afin d'obtenir une filière optimale pour caractériser le frottement, différents critères d'optimisation sont proposés. Premièrement la force maximale d'extrusion doit être limitée par la capacité de la presse (dans notre cas une presse INSTRON de 200 KN). Ensuite, la longueur de frottement $L_{\text{frott}} = (D_i - D_f) / 2 \sin \alpha$ et le rapport entre la puissance de frottement et la puissance de déformation $P_{\text{frott}} / P_{\text{déf}} \cong \bar{m} / (\sqrt{3} \tan \alpha)$ doivent avoir des valeurs maximales. Du point de vue technologique l'angle de la filière doit être inférieur à une valeur critique $\alpha_{\text{cr}} = [30^\circ - 50^\circ]$ pour éviter toute zone morte du matériau dans le conteneur et donc l'apparition des défauts. De plus, le taux de réduction défini par $\delta = 1 - D_f^2 / D_i^2$ doit être dans la limite de 30% afin d'éviter l'endommagement et la rupture du produit. L'ensemble de ces conditions, nous a conduit aux dimensions optimales suivantes: $D_i = 20 \text{ mm}$, $D_f = 17 \text{ mm}$, $L_0 = 25 \text{ mm}$, $LCS = 7 \text{ mm}$ et $\alpha = 5^\circ$. L'évolution des forces d'extrusion correspondant aux dimensions choisies pour les quatre formules de calcul précédents (Tableau 1) est présentée dans la Figure 2a-b (courbes générées pour un alliage d'aluminium standard avec un comportement rigide plastique: $\sigma_{00} = 250 \text{ MPa}$ et $\mu_i = \mu_f = 0.2$, $\bar{m}_i = \bar{m}_f = \bar{m}_c = 0.5$).

2.2 Modélisation et simulations numériques

Des simulations numériques de type éléments finis ont été ensuite effectuées en utilisant le code de calcul FORGE2®. Le comportement du matériau est maintenant supposé de type élasto-plastique: $\bar{\sigma} = \sigma_0 + K \bar{\epsilon}^n$, afin de mieux s'approcher d'un comportement réel. Les frottements sont considérés de type Coulomb dans les zones cylindriques avec $\tau_{i,f} = \min(\mu \sigma_n; \sigma_0 / \sqrt{3})$ et de type Tresca dans la partie conique avec $\tau_c = \bar{m}_c \sigma_0 / \sqrt{3}$. Les valeurs génériques choisies sont définies par: $\sigma_{00} = 142 \text{ MPa}$, $K = 261.5 \text{ MPa}$, $n = 0.25$, $\mu_i = \mu_f = 0.23$ et $\bar{m}_c = 0.3$. L'évolution de la force d'extrusion obtenue par la simulation numérique montre que la courbe est cohérente du point de vue qualitatif avec les résultats obtenus par les calculs analytiques (Figure 2c). Des études numériques plus approfondies montrent que la force d'extrusion est très sensible au frottement et qu'elle dépend fortement de certaines dimensions de la filière [16-17]. De plus, les facteurs de sensibilité par rapport aux coefficients de frottement sont plus importants que par rapport aux paramètres rhéologiques du matériau [18]. Les simulations indiquent également que la puissance due au frottement est toujours de l'ordre de quatre à cinq fois la puissance due à la déformation. Tous ces résultats valident bien la conception optimale de la filière afin de pouvoir identifier le frottement directement à partir de la courbe de variation de la force d'extrusion.

3 Résultats de l'identification par l'analyse inverse

L'identification des paramètres rhéologiques et tribologiques d'un alliage d'aluminium AA5083 a été faite par analyse inverse, à l'aide du module d'optimisation OPTPAR développée par Gavrus [11, 12], en se basant sur les résultats expérimentaux et ceux obtenus par simulations numériques. Les paramètres rhéologiques du matériau sont identifiés à partir de tests de compression d'éprouvettes de type 'haltères'. La loi de comportement identifiée est donnée par $\bar{\sigma} = 142 + 373.05 \bar{\epsilon}^{0.306} \text{ (MPa)}$. Des tests expérimentaux d'extrusion à sec ont également été réalisés avec le même matériau à la température ambiante (vitesse de 0.03 mm/s).

Paramètres de frottement	μ_i	\bar{m}_c	μ_f	Erreur
Valeur initiale	0.1	0.1	0.1	50%
Modèle 1 $\begin{cases} \tau_i = \min(\mu \sigma_n, \sigma_0 / \sqrt{3}) \\ \tau_c = \bar{m} \sigma_0 / \sqrt{3} \\ \tau_f = \min(\mu \sigma_n, \sigma_0 / \sqrt{3}) \end{cases}$	0.24	0.37	0.24	3.6%
Modèle 2 $\begin{cases} \tau_i = \min(\mu \sigma_n, \sigma_0 / \sqrt{3}) \\ \tau_c = \bar{m} \sigma_0 / \sqrt{3} \\ \tau_f = \min(\mu' \sigma_n, \sigma_0 / \sqrt{3}) \end{cases}$	0.30	0.36	0.16	3.2%
Modèle 3 $\begin{cases} \tau_i = \min(\mu \sigma_n, \bar{m} \sigma_0 / \sqrt{3}) \\ \tau_i = \tau_c = \tau_f \end{cases}$	0.43	0.37	0.43	3.4%

Tableau 2 - Résultat de l'identification.

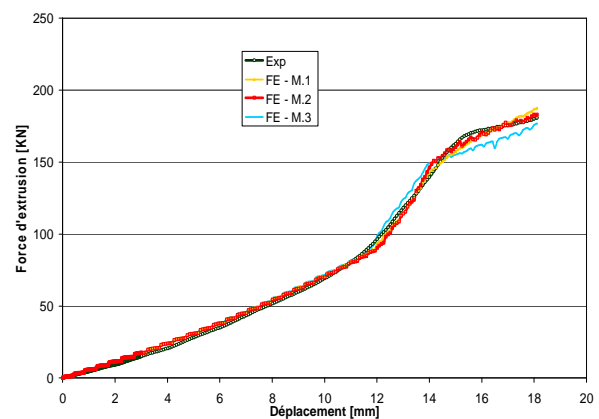


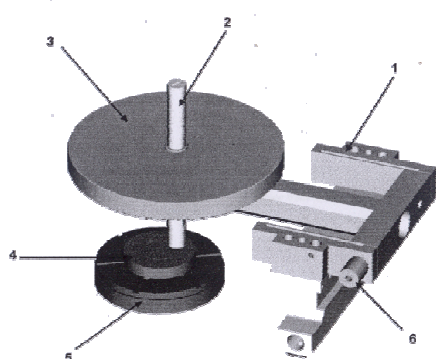
FIG. 3 - Forces expérimentale et numériques.

Pour mieux analyser les contacts entre l'outil et l'éprouvette, trois modèles de frottement ont été considérés. La définition succincte de chaque modèle de frottement et les résultats d'identification associés sont présentés dans le Tableau 2. La courbe d'extrusion expérimentale et les courbes simulées avec les coefficients identifiés par analyse inverse sont présentées dans la Figure 3 ci-dessus. On peut observer que les résultats expérimentaux sont particulièrement bien reproduits avec le modèle 2 dans lequel le frottement dans la filière conique est supposé être de type Tresca. Pour ce modèle le coefficient de frottement de Coulomb dans le conteneur est différent de celui de la zone de sortie ($\mu_i \neq \mu_f$). Cette observation est cohérente car la surface de l'échantillon en contact avec la zone finale de l'outil de diamètre D_f est une nouvelle surface qui a été générée lors du passage du matériau dans la partie conique. Cette nouvelle surface est donc différente du point de vue morphologique et topologique de la surface initiale de l'échantillon.

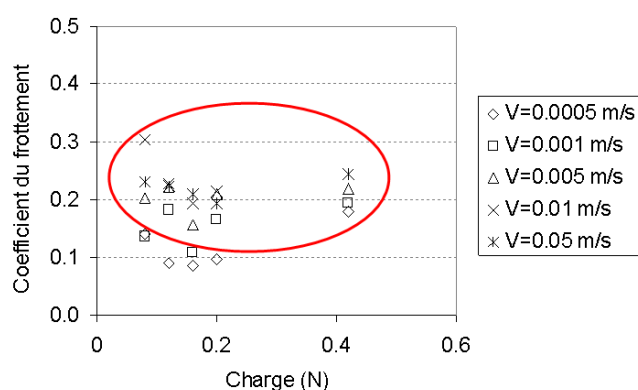
4 Tests de frottement avec tribomètre classique

Afin d'étudier la pertinence du point de vue de l'ordre de grandeur des résultats obtenus par l'identification précédente, une caractérisation tribologique du matériau en AA5083 a été réalisée par un test classique en utilisant un tribomètre pion-disque de type CSM TRB. Le schéma du tribomètre est présenté dans la Figure 4a ci-dessous. L'échantillon (4) est fixé sur la base (5) qui est en rotation. La charge (3) (notée par F_n) est appliquée sur le port de l'indenteur (2). Le capteur (6) mesure la force tangentielle F_t , puis le coefficient de frottement de type Coulomb est calculé à l'aide d'un logiciel en partant de la formule $\mu = F_t / F_n$. Dans cette optique ce test permet seulement de déterminer un coefficient de frottement de type Coulomb. On peut également remarquer que le test de frottement avec le tribomètre est valable uniquement dans les cas de déformation élastique du matériau. De ce point de vue les résultats obtenus avec ce test sont comparables avec les valeurs du coefficient de frottement dans le conteneur de la filière d'extrusion (pas de déformation plastique dans cette partie) et dans la zone de sortie (peu de variation de la déformation plastique: $\Delta \varepsilon_p^f \approx 0$).

Les tests sont réalisés pour une variation de la vitesse de 0.0005 m/s à 0.05 m/s et pour des charges variant de 0.08 N à 0.42 N afin d'étudier aussi leur influence. La Figure 4b présente les coefficients moyens de frottement obtenus avec le tribomètre. En tenant compte des incertitudes de mesures, on peut conclure que les coefficients de frottement sont peu sensibles à la vitesse, sauf aux vitesses plus faibles ($V=0.0005$ m/s et $V=0.001$ m/s) où les coefficients sont plus petits. Du même point de vue, la majorité des essais indiquent que la valeur moyenne du coefficient de Coulomb est autour de 0.2 et que sa variation est négligeable quand la charge appliquée change, surtout dans l'intervalle [0.15N - 0.45N]. Partant des ces résultats on peut donc considérer que la majorité des valeurs se situent dans le domaine [0.16-0.30] (zone rouge de la Fig. 4b) et qu'elles sont cohérentes avec ceux déterminées par l'analyse inverse du test d'extrusion (Modèle 2 de la section 3 ci-dessus) i.e. $\mu_i = 0.30$ (dans la partie du conteneur) et $\mu_f = 0.16$ (dans la zone de sortie).



(a) Schéma du test



(b) Résultats obtenus

FIG. 4 – Test de frottement avec un tribomètre CSM TRB.

5 Analyses de la texture des échantillons extrudées

L'étude est complétée par une analyse de la texture locale des éprouvettes extrudées, le but étant de caractériser l'influence du frottement sur la microstructure du matériau. Les analyses sont basées sur les résultats obtenus par diffraction des électrons rétrodiffusés (EBSD). Les tests sont réalisés sur la section d'un échantillon AA5083 d'origine (matériau non-déformé) et sur deux positions de la section d'une éprouvette extrudée (avec un taux de déformation d'environ 17.5%). L'une des positions est au centre de la section

(matériau déformé et non-influencé par le frottement) et l'autre au bord de la section (matériau déformé et influencé par le frottement). Les résultats des mesures EBSD sont présentés dans les Figures 5 et 6 ci-dessous. On constate que la forme des grains est peu modifiée entre l'état non-déformé (Figure 5a) et les états déformés par extrusion (Figure 5b-c). La plupart des grains ont des tailles comprises entre 4.5 μm et 9.5 μm . Ceci correspond à 53% voire 67% de la surface totale des trois microstructures (voir Figure 6). On remarque d'autre part que les orientations cristallines sont distinctes dans les trois cas. A l'état initial du matériau (figure 5a) bon nombre de grains présentent une orientation proche de {100}. Après déformation, il y a en proportion beaucoup plus de grains ayant une orientation proche de {110} près du bord (figure 5c) comparativement au centre (figure 5b).

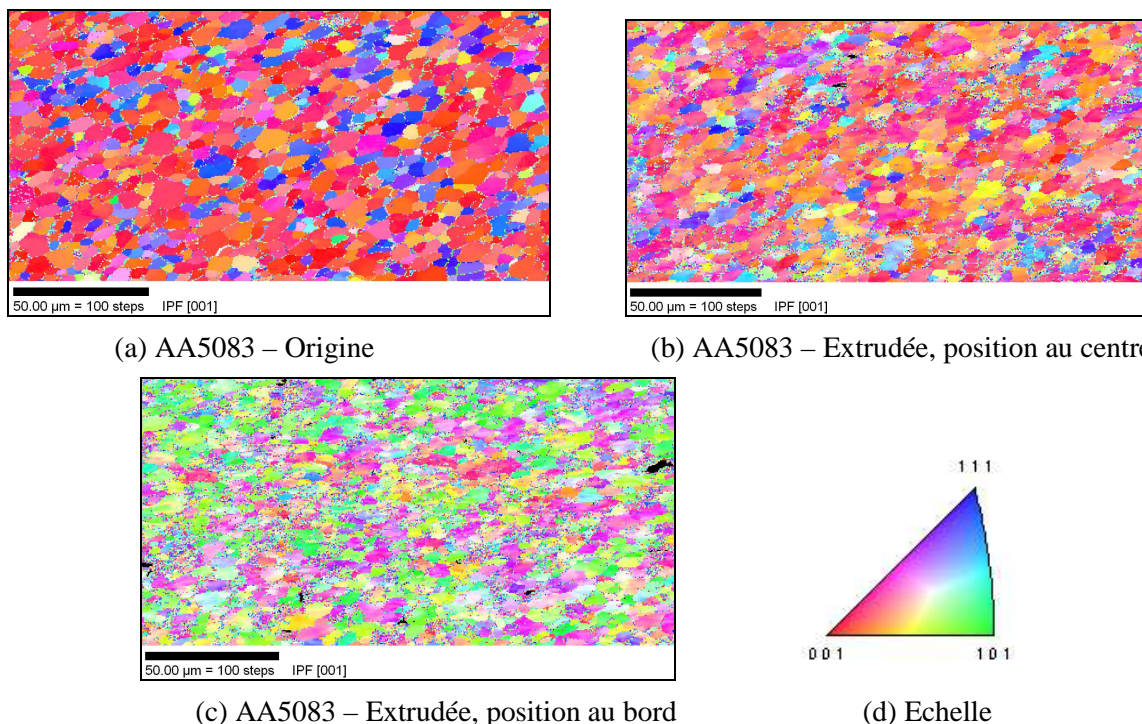


FIG. 5 – Résultats des mesures EBSD sur une face ayant pour normale l'axe du dispositif.

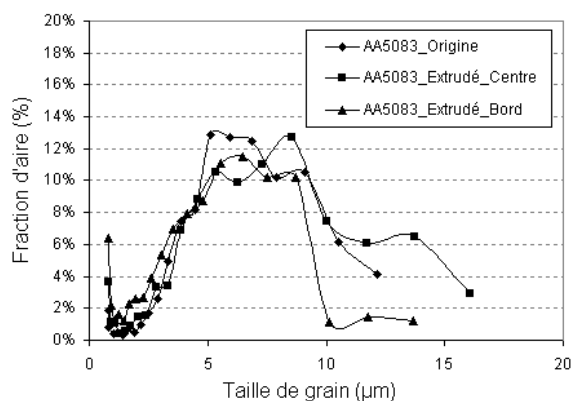


FIG. 6 – Distribution des tailles de grain (EBSD).

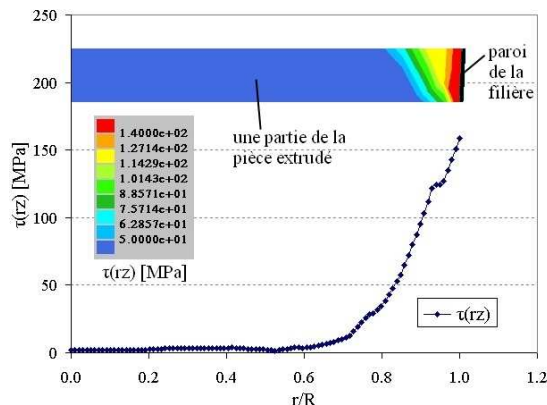


FIG. 7 – Distribution des contraintes τ_{rz} (FORGE2).

La Figure 7 présente la distribution des contraintes de cisaillement τ_{rz} sur la section de l'éprouvette extrudée (résultat obtenu par une simulation qui utilise les paramètres identifiés par analyse inverse). On peut observer que dans la zone de contact pièce - filière ($r/R \approx 1$), le cisaillement du matériau est très important notamment à cause du frottement, qui pour la géométrie de filière proposée, est prépondérant par rapport à la déformation plastique. Au centre de la section ($r/R \approx 0$), à cause de la symétrie, la contrainte de cisaillement est quasiment nulle. Ce gradient important de la contrainte de cisaillement explique bien l'existence d'une corrélation entre le cisaillement et la texture observé, l'influence sur le changement d'orientation des grains et permet aussi de valider le rôle important joué par le frottement à l'interface de contact. Ces mesures

expérimentales permettent aussi de mettre en évidence la morphologie de la microstructure du métal au voisinage de la surface de contact pendant l'extrusion par rapport à l'état initial de la surface de l'échantillon.

6 Conclusions

Un nouveau test de frottement utilisant une conception optimale d'une filière d'extrusion a été proposé et validé pour pouvoir réaliser l'investigation et l'identification des modèles et paramètres tribologiques dans de conditions de formage très proches de cas industriels. Les valeurs de coefficients de frottement sont obtenues par l'analyse inverse d'une simulation éléments finis d'un essai d'extrusion directe en partant des mesures globales reposant sur l'évolution de la force de filage. Les mesures des coefficients de frottement réalisées avec un tribomètre classique valident l'ordre de grandeur des paramètres identifiés par la technique proposée. Au niveau de la caractérisation du matériau, on constate que la forme et la taille des grains sont peu modifiées par le taux de réduction de l'opération d'extrusion utilisée, mais que le frottement à l'interface de contact a une influence importante sur la microstructure surtout à l'échelle des orientations cristallines.

Références

- [1] A.T. Male, M.G. Cockcroft, "A method for the determination of the coefficient of friction of metals under condition of bulk plastic deformation", *Journal Institute of Metals*, 93, 38–46, 1965.
- [2] S. Hasan, R. Jahan, "On the measurement of friction coefficient utilizing the ring compression test", *Tribology Int.*, 32, 327-335, 1999.
- [3] S.B. Petersen, P.A.F. Martins, N. Bay, "Friction in bulk metal forming: a general friction model vs. the law of constant friction", *J. of Mat. Proc. Tech.*, 66, 186-194, 1997.
- [4] M.S. Joun, H.G. Moon, I.S. Choi, M.C. Lee, B.Y. Jun, "Effects of the friction law on metal forming processes", *Tribology Int.*, 42, 311-319, 2009.
- [5] R. Ebrahimi, A. Najafizadeh, "A new method for evaluation of friction in bulk metal forming", *J. of Mat. Proc. Tech.*, 152, Issue 2, 136-143, 2004.
- [6] X. Tan, "Comparisons of friction models in bulk metal forming", *Trib. Int.*, 35 (6), 385-393, 2002.
- [7] A. Nagamatsu, T. Murota, T. Jimma, "On the Non-Uniform Deformation of Material in Axially Symmetric Compression Caused by Friction – Part 1 et 2", *Bulletin of JSME*, 14 (70), 331-347, 1971.
- [8] Q. Zhang, M. Arentoft, S. Bruschi, L. Dubar, E. Felder, "Measurement of friction in a cold extrusion operation : study by numerical simulation of four friction tests", *Proc. of the Esaform Conf. on Metal Forming*, P. Boisse et al. (Eds), Lyon, 57-60, 2008.
- [9] M. Dubar, A. Dubois, L. Dubar, "Wear analysis of tools in cold forging: PVD versus CVD TiN coatings", *Wear*, 259, 1109-1116, 2005.
- [10] B. Boyer, "Méthode inverse et calcul de sensibilité semi-analytique: application à l'identification de paramètres rhéologiques et tribologiques au cours des procédés de mise en forme", Thèse de doctorat, ENSMP, 2001.
- [11] A. Gavrus, "Identification automatique des paramètres rhéologiques par analyse inverse", Thèse de doctorat, ENSMP, 1996.
- [12] A. Gavrus, E. Ragneau, D. Guines, "Identification of the friction coefficients directly from a forging process", *EUROMECH 435, Friction and Wear in Metal Forming*, Valenciennes, 125-132, 2002.
- [13] S. Diot, D. Guines, A. Gavrus, E. Ragneau, "Minimization of Friction Influence on the Evaluation of Rheological Parameters from Compression Test: Application to a Forging Steel Behavior Identification", *J. of Eng. Mat. and Tech.*, 131, n°1, 2009 .
- [14] Z-C. Lin, C-K. Chen, "Inverse calculation of the friction coefficient for upsetting a cylindrical mild steel by the experimental load", *J. of Mat. Proc. Tech.*, 178, 297-306, 2006.
- [15] Z-C. Lin, V-H. Lin, "Friction coefficient of upsetting with a procedure of combining the inverse model and the Tikhonov method", *Int. J. of Mech. Sci.*, 48, 717-725, 2006.
- [16] A. Gavrus, D.T. Pham, H. Francillette, "Design of a direct extrusion process for the identification of the tribological properties of metallic materials used in cold forming", 4th International Conference on Tribology in Manufacturing Processes - ICTMP, 487-496, 2010.
- [17] D.T. Pham, A. Gavrus, H. Francillette, "Identification des propriétés tribologiques des matériaux métalliques a partir d'un procédé d'extrusion directe", Conférence Matériaux – Nantes, France, 2010.
- [18] A. Gavrus, D.T. Pham, H. Francillette, "Identification of Friction Parameters from the Inverse Analysis of a Direct Extrusion Test", *Advances in Materials and Processing Technologies – AMPT Conference – Paris, France, AIP Conf. Proc.*, 1315, 1455-1460, 2011.
- [19] R. H. Wagoner, J. L. Chenot, "Metal forming analysis", Cambridge University Press, 237-239, 2001.
- [20] B. Avitzur, "Metal Forming: Processes and Analysis", McGraw-Hill, New-York, 1968.