

Identification de modèles de comportement pour le micro-formage de composants miniatures

S. THUILLET^{a,b}, P-Y. MANACH^a, F. RICHARD^b, S. THIBAUD^b

a. Univ. Bretagne-Sud, IRDL, UMR CNRS 6027, 56100 Lorient, France,
stephanie.thuillet@univ-ubs.fr, pierre-yves.manach@univ-ubs.fr

b. Univ. Bourgogne Franche-Comté, FEMTO-ST Institute, CNRS/UFC/ENSMM/UTBM, France,
fabrice.richard@univ-fcomte.fr, sebastien.thibaud@univ-fcomte.fr

Résumé :

Dans un contexte de forte demande en composants sub-millimétriques, la maîtrise des procédés de mise en forme des tôles ultrafines est de plus en plus importante. Dans ce travail, une approche macroscopique anisotrope est retenue pour modéliser le comportement du matériau en vue de réaliser la simulation numérique de procédés de mise en forme de micro-composants pour l'industrie horlogère. Les critères fréquemment utilisés pour décrire l'anisotropie de ces matériaux peuvent être ceux de Barlat [1-3] ou encore celui de Hill48 [4]. Afin de décrire au mieux le comportement du matériau deux critères seront comparés, le critère de Hill avec deux formulations différentes, soit en plasticité associée (AFR), soit en plasticité non associée (NAFR). Les résultats montrent que l'utilisation de deux fonctions simples et différentes permet une meilleure identification à la fois des valeurs d'anisotropie et de la contrainte d'écoulement.

Abstract :

In a context of high demand for submillimetric components, forming processes of ultra-thin sheet are becoming very important. Thereby, in this work, an anisotropic macroscopic approach is used to model the forming processes of ultra-thin sheet. Then, the model is used to perform a numerical simulation of watches micro-component forming processes dedicated to watchmaking industry. Criteria frequently used to describe the anisotropy of these materials can be those of Barlat [1-3] or Hill48 [4]. In order to better describe the behavior of the material, two criteria will be compared, the Hill criterion with two different formulations, either with an Associated Flow Rule (AFR) or with a Non Associated Flow Rule (NAFR). The results show that the use of two simple and different functions allows a better identification of both anisotropy values and flow stress.

Mots clefs : Alliage de cuivre - Tôles sub-millimétriques - Microformage - Modèle polycristallin

1 Introduction

La course à la miniaturisation des appareils et dispositifs, entamée il y a déjà trois décennies entraîne une forte hausse de la demande en composants aux dimensions sub-millimétriques. Afin de pouvoir

répondre aux besoins des industries ayant des taux de production de plus en plus élevés, les procédés de mise en forme par déformation plastique demeurent la solution technologique la plus courante pour la fabrication de pièces miniatures, comme celles que l'on trouve dans l'industrie horlogère. Depuis les débuts de l'horlogerie mécanique, les alliages cuivreux font partie des matériaux de base des différents composants horlogers. En effet, ces pièces nécessitent des propriétés mécaniques particulières, tant pour leur tenue en service que pour leur mise en forme, en répondant à de plus en plus d'exigences.

L'objectif de cette étude est de mettre en place une modélisation numérique des procédés de mise en forme de ces pièces afin d'aboutir à un outil d'optimisation intégrant à la fois une modélisation du comportement des matériaux par des approches mécaniques à différentes échelles. L'identification des paramètres est envisagée à partir du procédé lui-même.

En terme d'échelle de modélisation, les modèles de plasticité cristalline engendrent des temps de calcul assez élevés et la connaissance de leur capacité à prédire avec précision les procédés de formage industriels est encore mal connue, en particulier en ce qui concerne la géométrie, le retour élastique, les limites de formabilité, etc. Dans ce travail, une approche macroscopique anisotrope est retenue pour modéliser le comportement du matériau. Les critères fréquemment utilisés peuvent être ceux de Barlat [1-3] ou encore celui de Hill48 [4]. Hill utilise une fonction quadratique avec des coefficients d'anisotropie qui décrivent les valeurs des coefficients d'anisotropie et la contrainte d'écoulement pour différentes orientations par rapport à la direction de laminage mais, pas indépendamment, ce qui peut constituer une limite de ce modèle [5][6]. Afin d'obtenir un modèle plus précis tout en conservant des lois simples, il est possible d'utiliser un écoulement plastique non-associé [7], c'est-à-dire d'utiliser une fonction pour décrire le potentiel plastique et une autre pour la surface de charge afin de pouvoir contrôler séparément l'anisotropie de déformation et la contrainte d'écoulement du matériau.

2 Caractérisation du matériau

Afin de caractériser le comportement mécanique du matériau ainsi que sa réponse sous divers modes de sollicitation, une campagne expérimentale a été réalisée à partir d'essais mécaniques de traction uniaxiale à différentes orientations (0°, 45°, 90°) par rapport à la direction de laminage (DL).

Les principales propriétés pour ce cuivre pur à 99,9% d'épaisseur 0.1mm sont :

Matériau	E (GPa)	ν	σ_0 (MPa)	Rm (MPa)	r_0	r_{45}	r_{90}
Cuivre	104	0.28	203	229	0.656	0.810	0.646

TABLE 1 – Caractéristiques mécaniques du cuivre utilisé

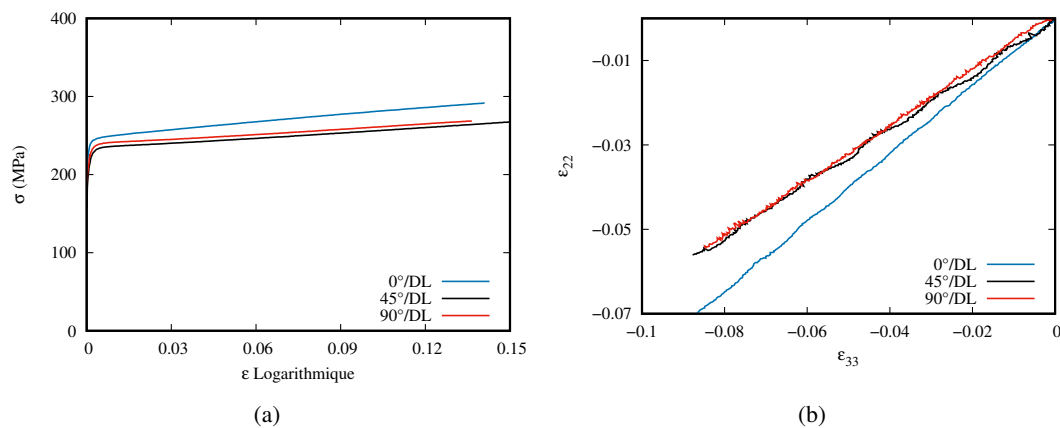


FIGURE 1 – Courbes d'érouissage (a) et coefficients d'anisotropie (b) par rapport à la direction de laminage

La figure 1(a) présente les courbes d'érouissage du matériau lors d'essais de traction pour les différentes orientations par rapport à la direction de laminage alors que la figure 1(b) présente l'évolution de la déformation transverse en fonction de la déformation normale pour ces mêmes orientations. La déformation transverse est mesurée par corrélation d'image et la déformation normale est calculée à partir de l'hypothèse d'invariance du volume plastique et de la déformation longitudinale. On observe que les caractéristiques mécaniques dans la direction de laminage sont supérieures aux deux autres qui sont, elles, assez proches. En effet, la limite d'élasticité est plus élevée pour les éprouvettes prélevées dans la direction de laminage, la pente d'érouissage est également plus forte ce qui montre que l'anisotropie des contraintes est significative. De même, on observe clairement une évolution différente de la déformation dans la direction de laminage et pour les deux autres directions sur la figure 1(b).

Des analyses par diffraction d'électrons rétrodiffusés (EBSD) ont également été effectuées, afin de connaître la microstructure du matériau étudié. La microstructure analysée dans le plan de la tôle est décrite sur la figure 2.

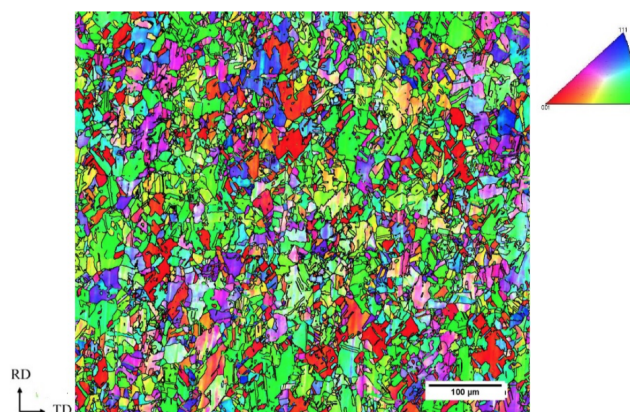


FIGURE 2 – Cartographie EBSD du cuivre pur (Adzima 2016 [8])

On observe que le matériau présente une texture assez peu marquée. Une moyenne de 10 grains est mesurée dans l'épaisseur de la tôle qui peut donc être considérée comme une tôle ultrafine. En effet,

certain auteurs comme Hoffmann et Hong [9] proposent un nombre N de grains dans l'épaisseur égal à 10 pour qualifier une tôle d'ultrafine sur des tôles en cuivre d'épaisseur inférieure à 0.2 mm. D'autres se basent sur les mêmes paramètres avec d'autres critères [10]. Ces mesures de texture seront utilisées ultérieurement pour réaliser une modélisation en plasticité cristalline à l'échelle du grain.

3 Modélisation phénoménologique AFR-NAFR

Dans une première approche, le critère de Hill est retenu avec deux formulations différentes, soit en plasticité associée (Associated Flow Rule AFR), soit en plasticité non associée (Non Associated Flow Rule NAFR). En dehors des paramètres caractérisant l'érouissage isotrope qui sont fixes ici, le modèle AFR possède 5 paramètres indépendants (E, ν, F, G, N) alors que le modèle NAFR en contient 8 ($E, \nu, F, G, N, F', G', N'$). Les paramètres hors plan (L, M, L', N') n'ont pas été identifiés et ont été considérés comme constants et égaux aux valeurs isotropes.

Les essais de traction sont simulés avec Abaqus de façon à reproduire les essais de traction expérimentaux. Dans les simulations une éprouvette est modélisée et des symétries permettent d'assurer un comportement représentatif d'une éprouvette entière. On impose une symétrie $UY = 0$ sur la partie inférieure de l'éprouvette, un noeud est aussi bloqué afin d'empêcher un déplacement de l'éprouvette. Un noeud est également bloqué dans la partie supérieure afin d'assurer un déplacement uniforme. L'éprouvette est maillée avec des éléments coques S4R à 4 noeuds à intégration réduite. La simulation numérique des essais hors-axes est semblable aux essais expérimentaux, qui ont servis à mesurer les r_α .

En ce qui concerne le repère d'anisotropie du matériau la direction de laminage est prise selon l'axe Y pour $0^\circ/DL$.

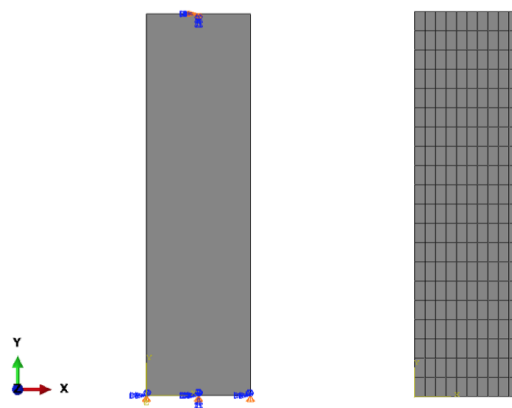


FIGURE 3 – Conditions limites et maillage

L'érouissage est défini de la manière suivante :

$$R = A + B(1 - \exp(-C\varepsilon^p)) + K\varepsilon^p$$

ε^p étant la déformation plastique.

Le jeu de paramètres est identifié à l'aide de la courbe expérimentale à 0° par rapport à la direction de laminage, les coefficients suivants sont obtenus :

Coefficients	A (MPa)	B (MPa)	C	K (MPa)
Valeurs	195.8	52.04	1370.9	319.5

TABLE 2 – Coefficients d'érouissage

Dans un premier temps, les simulations sont effectuées avec Abaqus standard, et le critère de Hill associé implanté par défaut. L'identification des paramètres matériaux est réalisée directement à partir des coefficients d'anisotropie plastique.

Dans Abaqus, ces coefficients sont convertis en R_{ij} à partir des coefficients de Hill, donnés par :

$$F = \frac{r_0}{r_{90}(1+r_0)} \quad G = \frac{1}{1+r_0} \quad H = \frac{r_0}{1+r_0} \quad N = \frac{(1+2r_{45})(r_0+r_{90})}{2r_{90}(1+r_0)}$$

Ne disposant pas d'essais permettant de déterminer les coefficients de Hill dans l'épaisseur de la tôle, on choisit les valeurs de $L = M = 1.50$ correspondant à un matériau isotrope. En contraintes planes, la fonction de charge est définie par le critère suivant :

$$f(\sigma, R) = \sqrt{F(\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + G(\sigma_{33} - \sigma_{11})^2 + H(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + 2N\sigma_{12}^2} - \sigma_y - R$$

On obtient les coefficients du tableau suivant (Table 3) :

Coefficients	F	G	H	L	M	N
Valeurs	0.62	0.60	0.40	1.50	1.50	1.59

TABLE 3 – Coefficients du critère de Hill (AFR)

Les contraintes seuil d'écoulement σ_y sont normalisées par rapport à σ_0 qui est la contrainte d'écoulement dans la direction de laminage.

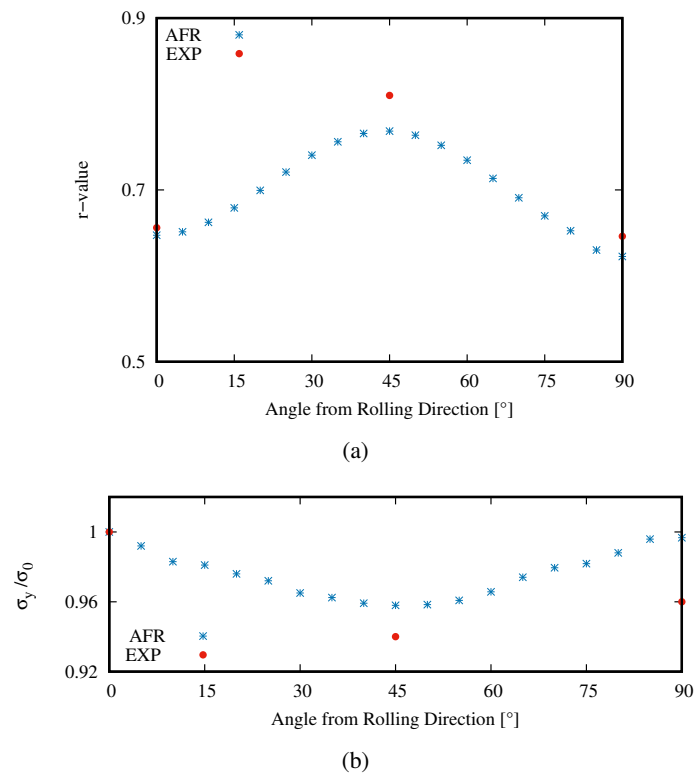


FIGURE 4 – Valeurs expérimentales et simulées pour les coefficients d’anisotropie (a) et pour la contrainte d’écoulement normalisée (b) avec le critère de Hill en plasticité associée

Les valeurs de r_α sont très bien représentées et correspondent parfaitement aux valeurs expérimentales. En revanche en ce qui concerne les valeurs de contraintes on trouve des valeurs assez éloignées à 90° et à 45°. On observe donc que le modèle de Hill, dans le cadre de la plasticité associée, ne dispose pas de la flexibilité suffisante pour décrire à la fois l’anisotropie des déformations, qui est bien reproduite ici, et l’anisotropie de la contrainte d’écoulement dont la prédiction est faible notamment en traction à 45° de la direction de laminage.

Afin de résoudre ce problème, on choisit ici de lever le caractère associé de la loi d’écoulement et donc d’utiliser deux fonctions différentes, pour l’anisotropie et l’écoulement plastique. En effet, Safaei [11] utilise une fonction basée sur le critère de Hill afin de décrire séparément le potentiel et donc de mieux décrire le comportement du matériau. Cardoso [12] s’inspire également de ce critère pour développer des fonctions capables de décrire correctement les valeurs d’anisotropie r_α et les contraintes d’écoulement simultanément. On effectue donc le même essai de traction à l’aide d’une UMAT qui nous permet d’utiliser le critère de Hill en plasticité non associée (NAFR). Les paramètres précédents sont conservés pour le potentiel d’anisotropie et la fonction de charge est définie par le critère suivant :

$$g(\sigma) = \sqrt{F'(\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + G'(\sigma_{33} - \sigma_{11})^2 + H'(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + 2N'\sigma_{12}^2} - \sigma_y$$

Après identification, on obtient le jeu de paramètres suivant (Table 4) :

Coefficients	F'	G'	H'	L'	M'	N'
Valeurs	0.60	0.50	0.50	1.50	1.50	1.75

TABLE 4 – Coefficients du critère de Hill pour la fonction de charge (NAFR)

La figure 5 présente une comparaison entre les valeurs expérimentales du coefficient d'anisotropie et la contrainte d'écoulement avec celles obtenues par simulation à l'aide du critère de Hill en NAFR. On observe une nette amélioration au niveau des valeurs des contraintes qui sont bien représentées.

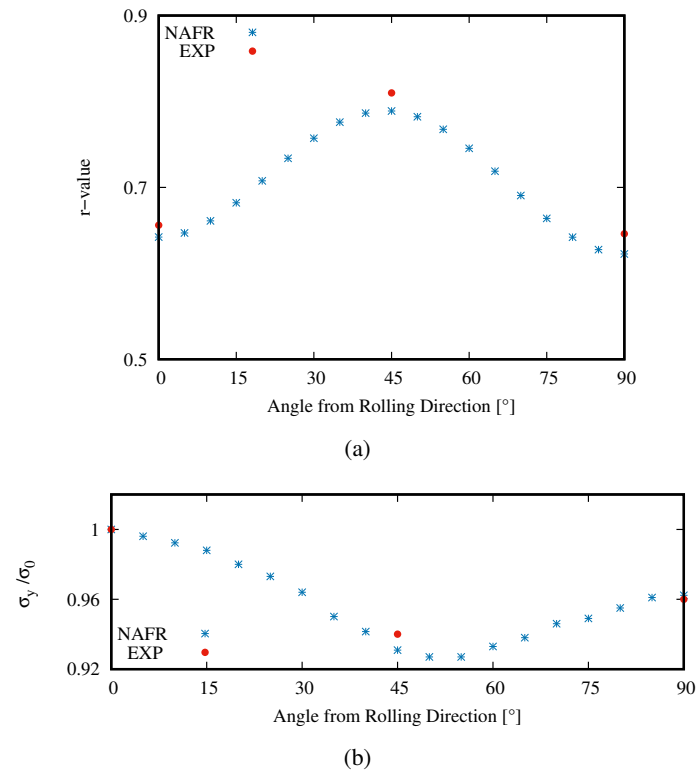


FIGURE 5 – Valeurs expérimentales et simulées pour les coefficients d'anisotropie (a) et pour la contrainte d'écoulement normalisée (b) avec le modèle de Hill en plasticité non associée

Enfin, la figure 6 montre la réponse mécanique à 45 et 90°/DL pour les différents modèles par rapport aux valeurs expérimentales et confirme que le modèle de Hill en plasticité non associée permet de bien décrire l'ensemble de la courbe d'écrouissage de ce matériau pour les différentes orientations dans le plan de la tôle.

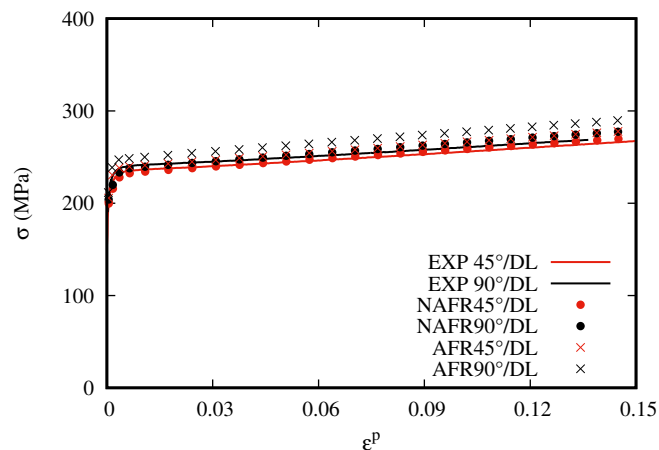


FIGURE 6 – Courbes d'érouissages pour différents critères

4 Conclusion

Une approche macroscopique anisotrope est retenue pour modéliser le comportement de tôles ultrafines de cuivre pur. Afin de décrire au mieux le comportement du matériau deux modèles ont été comparés, utilisant le critère de Hill en plasticité associée ou en plasticité non associée. Les résultats présentés ici confirment qu'il est difficile d'identifier correctement à la fois les valeurs des coefficients d'anisotropie et des contraintes d'écoulement à l'aide du critère de Hill en utilisant la même fonction pour décrire l'anisotropie et la contrainte d'écoulement. On montre que le relâchement de cette condition, en utilisant deux fonctions simples et différentes permet de lever ces difficultés.

Références

- [1] F. Barlat, J. Liant, Plastic behavior and stretchability of sheet metals. Part I : A yield function for orthotropic sheets under planes stress conditions, *International Journal of Plasticity*, 5 (1989) 51–66
- [2] F. Barlat, J.C. Brem, J.W. Yoon, K. Chung, R.E. Dick, D.J. Lege, F. Pourboghraat, S.H. Choi, E. Chu, Plane stress yield function for aluminum alloy sheets—part 1 : theory, *International Journal of Plasticity*, 19 (2003) 1297–1319
- [3] F. Barlat, H. Aretz, J.W. Yoon, M.E. Karabin, J.C. Brem, R.E. Dick, Linear transformation-based anisotropic yield functions, *International Journal of Plasticity*, 21 (2005) 1009–1039
- [4] R. Hill, A theory of the yielding and plastic flow of anisotropic metals, *Proceedings of the Royal Society of London. Series A. Mathematical and Physical Sciences*, 193 (1948) 281–297
- [5] E.T. Harpell, M.J. Worswick, M. Finn, M. Jain, P. Martin, Numerical prediction of the limiting draw ratio for aluminium alloy sheet, *Journal of Materials Processing Technology*, 100 (1-3) (2000), pp.131-141
- [6] H.C Wu, Anisotropic plasticity for sheet metals using the concept of combined isotropic-kinematic hardening, *International Journal of Plasticity*, 18 (2002), pp. 1661-1682
- [7] P.D. Barros, V.M. Simões, D.M. Neto, M.C. Oliveira, J.L. Alves, L.F. Menezes, On the influence of the yield parameters identification procedure in cylindrical cups earing prediction, *NUMISHEET 2014, AIP Conf. Proc.*, 1567 (2013) 512–515

- [8] F.Adzima, Modélisation et simulation de procédés de mise en forme de tôles métalliques ultrafines, Thèse de doctorat, Arts et Métiers ParisTech, (2016)
- [9] H. Hofmann, S. Hong, Tensile test of very thin sheet metal and determination of flow stress considering the scaling effect, *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 55(1) (2006) 263-266
- [10] C. H. Pham, Vrillage de tôles métalliques ultra-minces après emboutissage, Thèse de doctorat, Université de Bretagne Sud, (2014)
- [11] M. Safaei, W. De Waele, S.L. Zang, Evaluation of associated and non-associated flow metal plasticity; Application for DC06 deep drawing steel, *Key Engineering Materials*, 504-506 (2012) 661–666
- [12] R.P.R. Cardoso, O.B. Adetoro, A generalisation of the Hill's quadratic yield function for planar plastic anisotropy to consider loading direction, *International Journal of Mechanical Sciences*, 128-129 (2017) 253–268