

# CARACTERISATION D'UN MODÈLE D'ÉCROUISSAGE AVANCÉ PAR UN ESSAI DE PLIAGE SOUS TENSION

Y. YANG<sup>a</sup>, C. BAUDOUIN<sup>a</sup>, T. BALAN<sup>a</sup>

a. Université de Lorraine, Arts et Métiers ParisTech, LCFC, F-57000 Metz, France

yanfeng.yang@ensam.eu

## Résumé:

*Dans les processus de formage des tôles, le matériau est généralement soumis à des chargements complexes, notamment des trajets monotones, inverses et orthogonaux. Le comportement d'écrouissage du matériau est plus compliqué lorsque le trajet de déformation implique plusieurs étapes, l'effet Bauschinger par exemple devant être pris en compte dans la simulation numérique. Dans cet article, un modèle d'écrouissage isotrope de Swift et un modèle d'écrouissage isotrope-cinématique modifié sont sélectionnés. Une configuration spécifique d'essai de pliage sous tension a été mise en place, qui permet de caractériser le retour élastique après les processus de formage, pour différentes valeurs de rayon d'outil et de tension dans la tôle. Les résultats de la simulation utilisant deux modèles d'écrouissage revisités sont comparés à ceux de l'essai expérimental de pliage sous tension, afin de mettre en évidence les effets respectifs de la partie d'écrouissage cinématique des deux modèles.*

## Abstract:

*In sheet forming processes, the material is generally subjected to complex loading conditions, including monotonic, reversal and orthogonal paths. The work hardening behavior of the material is more complicated when the deformation path involves several steps, the Bauschinger effect to be taken into account in its numerical simulation. In this paper, a Swift isotropic hardening model and a modified isotropic-kinematic hardening model are selected. A specific tension bend test configuration has been implemented, which allows to characterize the springback after the forming processes for different values of tool radius and tension in the sheet. The results of the simulation using the two revised work hardening models are compared with those of the experimental test of tension bending, in order to highlight the respective effects of the kinematic hardening part of the two models.*

**Mots clefs: Formage de tôle; Effet Bauschinger; Retour élastique; Écrouissage cinématique; Pliage sous tension.**

## 1 Introduction

La simulation numérique et l'analyse par éléments finis jouent un rôle de plus en plus important dans l'optimisation des processus de mise en forme des matériaux [1-3]. La précision des résultats de ces simulations dépend fortement du choix de lois de comportement appropriées avec une identification appropriée de ses paramètres [4-6]. Dans ce travail, une méthode inverse, étape par étape, est introduite pour identifier les paramètres de matériau pour différents modèles de matériau et a été appliquée pour améliorer la fiabilité des simulations de formage des métaux.

## 2 Loi de comportement

Dans les simulations de formage de tôle, le matériau subit généralement de grandes déformations et son comportement mécanique est décrit par des équations de comportement en vitesses. Une modélisation élasto-plastique phénoménologique est adoptée ici, en supposant que le matériau est initialement bien recuit et homogène. Dans ce contexte de grandes déformations, le modèle de matériau est formulé dans un repère tournant, de sorte que des dérivées temporelles simples puissent être utilisées. Cette approche est adoptée de manière classique dans la plupart des implémentations de modèles de plasticité dans des approches par éléments finis. Dans le repère tournant, le modèle de matériau prend une forme de type « petites perturbations », sans perte de précision.

### 2.1 Écrouissage isotrope

Un scalaire  $R$  décrit l'écrouissage isotrope et l'évolution de l'écrouissage isotrope donne la variation de la taille de la surface de plasticité  $Y$  par une équation de type Swift :

$$\dot{R} = n \cdot K^n (K \varepsilon_0^n + R)^{\frac{n-1}{n}} \cdot \dot{\varepsilon}_{eq} \quad (1)$$

ou

$$Y = Y_0 + R \quad (2)$$

$K$ ,  $n$ ,  $\varepsilon_0$  et  $Y_0$  sont des paramètres matériau. Dans le cas particulier de l'écrouissage isotrope pur, la variable  $Y$  décrit l'évolution de la contrainte de traction  $\sigma_T$ ,

$$Y = \sigma_T \quad (3)$$

$\sigma_T$  est la composante de contrainte de traction dans une condition de traction uniaxiale, comme on le voit sur la Fig. 1a.

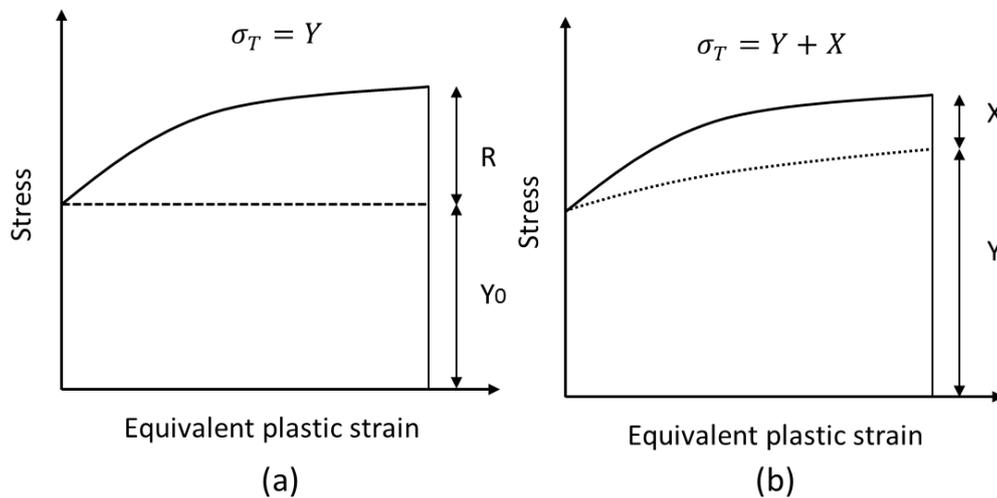
### 2.2 Écrouissage isotrope-cinématique modifié

Le cadre classique de l'écrouissage combinée isotrope-cinématique est utilisé et les variables internes correspondantes sont un scalaire  $R$ , décrivant l'écrouissage isotrope, et une variable de second ordre  $\mathbf{X}$ , décrivant l'écrouissage cinématique. Celui-ci indique la translation de la surface de rendement. Sa loi d'évolution est de type Armstrong-Frederick :

$$\dot{\mathbf{X}} = C_x (X_{sat} \mathbf{N} - \mathbf{X}) \cdot \dot{\varepsilon}_{eq} \quad (4)$$

ou  $C_x$  et  $X_{sat}$  sont des paramètres matériels représentant le taux de saturation et la valeur de saturation de  $X$ , respectivement.  $N = V/\|V\|$  est le tenseur unitaire parallèle à la direction d'écoulement plastique. L'évolution de l'écrouissage isotrope donne la variation de la taille de la surface de plasticité  $Y$  par une équation de type Voce:

$$\dot{R} = C_R(R_{sat} - R) \cdot \dot{\epsilon}_{eq} \quad (5)$$



**Fig. 1.** Composants de contrainte de traction uniaxiale pour (a) écrouissage uniquement isotrope et (b) écrouissage combiné isotrope et cinématique.

Lorsque l'écrouissage cinématique est pris en compte, l'équivalence formelle de l'équation (2) n'est plus valide. Cela implique que chaque fois que les paramètres d'écrouissage cinématique sont ajustés, il est également nécessaire de réajuster l'écrouissage isotrope pour décrire correctement un chargement monotone (par exemple, la traction uniaxiale). Afin d'éviter cette interférence indésirable, plusieurs auteurs [7], [8] ont proposé de modéliser explicitement  $\sigma_T$ , au lieu de  $Y$  ou  $R$ . Ici, par exemple, la loi de Voce a été utilisée :

$$\dot{\sigma}_T = H_{\sigma_T} \cdot \dot{\epsilon}_{eq}, \quad H_{\sigma_T} = C_R(R_{sat} - R) \quad (6)$$

$$H_{\sigma_T} = C_R(R_{sat} - R) \quad (7)$$

La taille  $Y$  de la surface de plasticité est déterminée par

$$Y = \sigma_T - X \quad (8)$$

$X$  est une variable scalaire, dont la valeur correspond à la composante de traction du tenseur  $X$  lors d'une sollicitation de traction monotone. Dans le cas du modèle d'Armstrong-Frederick, on obtient :

$$\dot{X} = H_X \cdot \dot{\epsilon}_{eq}, \quad H_X = C_x \left( \sqrt{3/2} X_{sat} - X \right) \quad (9)$$

La Fig. 1b illustre ce cas. La forme en vitesse de l'équation (8) implique:

$$H_Y = H_{\sigma_T} - H_X \quad (10)$$

Avec cette modification, la courbe d'écoulement monotone est décrite indépendamment du modèle d'écroissage cinématique et de ses paramètres, ce qui la rend plus robuste et particulièrement pratique pour la comparaison de modèles. Cette propriété était impérative pour la présente étude.

### 3 Identification des paramètres

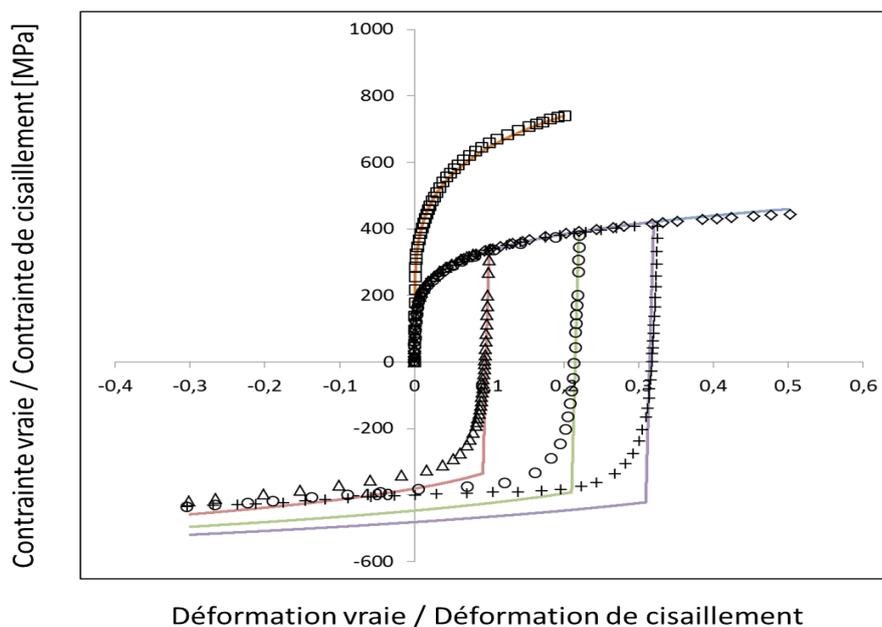
Le matériau sélectionné dans ce travail est un acier DP600 à haute résistance avec une épaisseur de 1,22 mm. Les essais de caractérisation du matériau comportent des essais de traction, de cisaillement et de cisaillement réversible [9]. Les modèles d'écroissage décrits ont été programmés en Fortran, indépendamment de tout logiciel commercial à éléments finis. À l'aide du code SciLab, l'identification des paramètres des modèles d'écroissage est traitée comme un problème d'optimisation non linéaire. Dans ce travail, une méthode algorithmique génétique (GA) est utilisée. Pour un test expérimental donné, le problème d'identification consiste à déterminer un ensemble de paramètres de matériau  $\mathbf{C}$  minimisant la fonction de coût ci-après :

$$F(\mathbf{C}) = \sum_{i=1}^n F_i(\mathbf{C}) \quad (11)$$

avec

$$F_i(\mathbf{C}) = \frac{1}{m} \sum_{j=1}^m \frac{(\sigma_{i,j}^{exp} - \sigma_{i,j}^{sim})^2}{(\sigma_{i,j}^{exp})^2} \quad (12)$$

où  $n$  est le nombre de tests et  $m$  est le nombre de points de mesure du  $i$ ème test.  $\sigma$  est la contrainte de traction ou la contrainte de cisaillement. Les exposants 'sim' et 'exp' désignent respectivement les données de simulation et les données expérimentales.

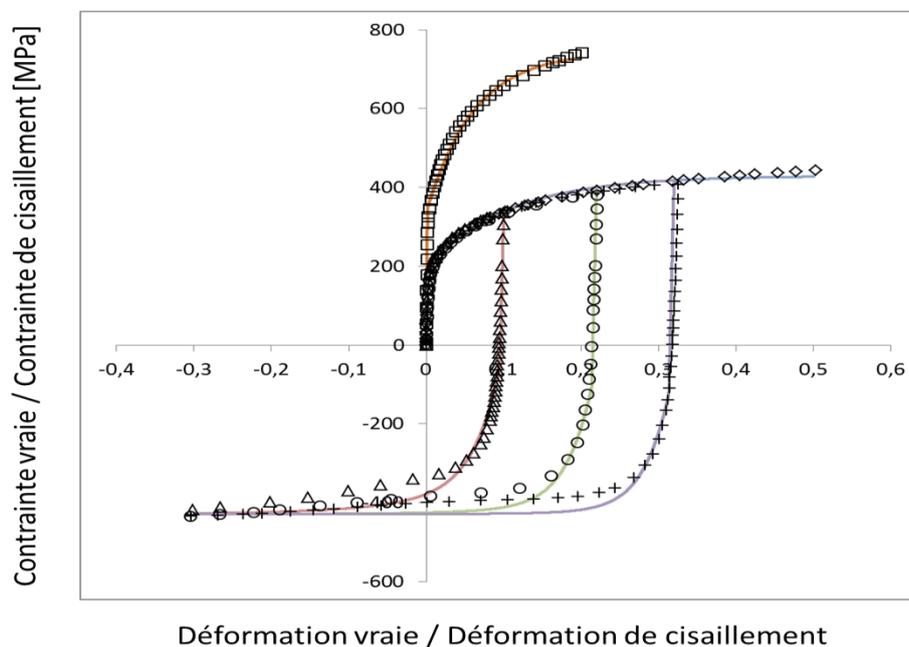


**Fig. 3.** Identification du modèle de matériau décrit par la loi de Swift isotrope classique

**Tableau 1.** Paramètres identifiés de la loi d'érouissage isotrope de Swift classique.

Méthode d'identification	$K$	$n$	$\varepsilon_0$
GA	1014.2	0.195	0.0013

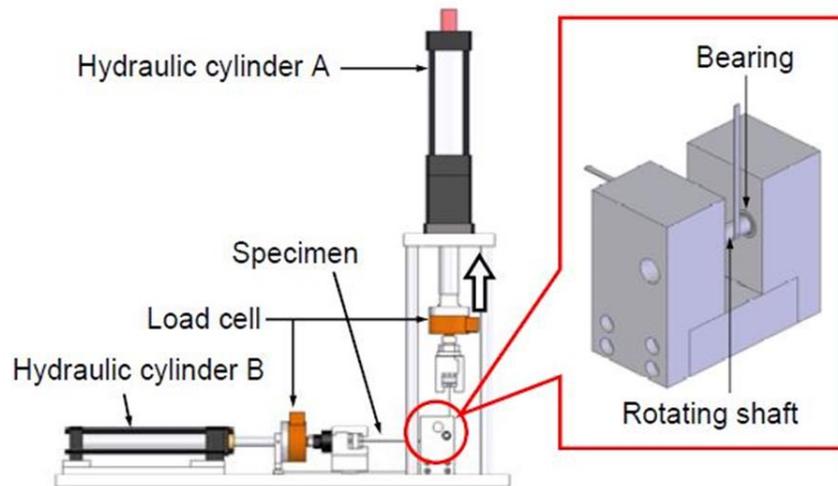
Comme illustré sur la Fig. 3 et le Tableau 1, le modèle d'érouissage isotrope seul peut correspondre aux données expérimentales pour les essais monotones, cependant, la zone du coude du test réversible n'est pas prédite correctement. Afin de décrire l'effet Bauschinger avec plus de précision, un modèle d'érouissage cinématique-isotrope de Voce modifié et de Armstrong-Frederick modifié est appliqué dans ce travail. La Fig. 4 montre que seules les parties monotones mais également les parties inversées peuvent parfaitement correspondre aux données expérimentales. Le tableau 2 donne les paramètres identifiés des paramètres de durcissement cinématique de Voce isotrope et AF modifiés.

**Fig. 4.** Identification du modèle de matériau décrit par la loi de Voce + Armstrong-Frederick modifiée.**Tableau 2.** Paramètres identifiés de la loi d'érouissage Voce+AF modifiée.

Méthode d'identification	$Y_0$	$C_R$	$R_{sat}$	$C_X$	$X_{sat}$
GA	348.6	16.6	393.4	57.57	255.58

## 4 Conception d'un montage d'essais discriminant

Le test de pliage sous tension a été appliqué pour étudier les problèmes de retour élastique après le retrait de la charge. Kuwabara et al. ont conçu et réalisé un appareil de test (Fig. 5) évaluant la précision prédictive de la simulation de retour élastique par pliage sous tension [10].

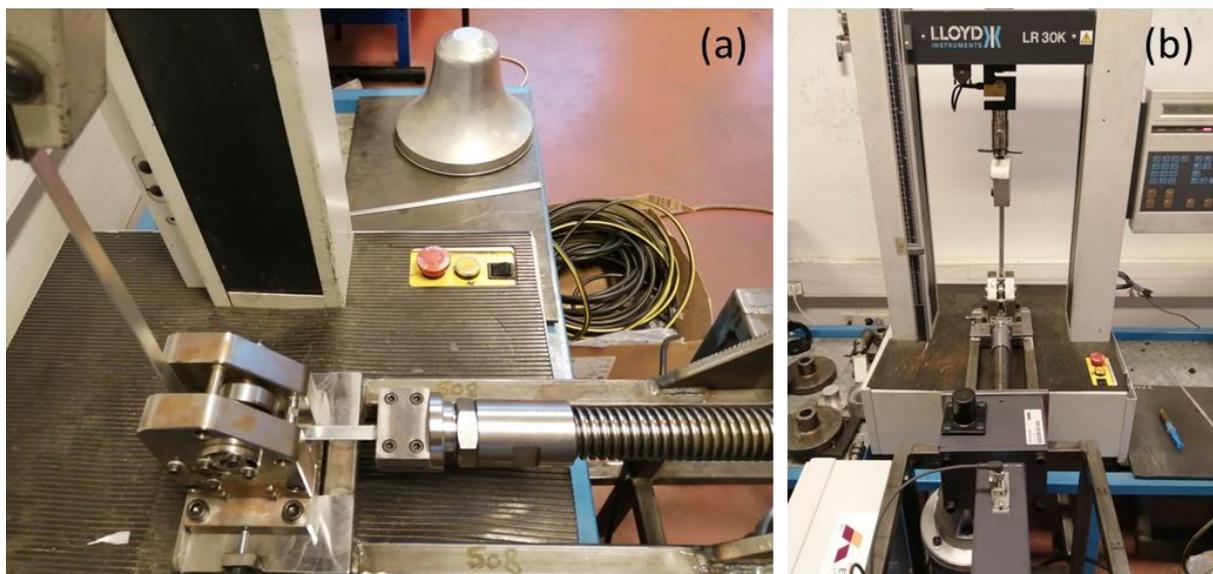


**Fig. 5.** Configuration d'essai de pliage sous tension développée par Kuwabara et al [10].

Selon le matériau choisi (DP600) dans ce travail, la force de traction nécessaire a été calculée comme indiqué sur le tableau 3. Avec ces données, un banc d'essais est conçu, comportant un vérin électrique de 50 kN et une course de 200 mm, installé sur une machine de traction de 30 kN. La Fig. 6 montre le banc d'essais de pliage sous tension construit à l'ENSAM Metz. Le banc d'essai est actuellement en phase de validation et les essais seront réalisés par la suite, selon le plan d'expériences du tableau 4.

**Tableau 3.** Dimensions des éprouvettes et force de traction nécessaire pour les essais de pliage sous tension.

Matière	Épaisseur (mm)	Largeur (mm)	Longueur (mm)	Tension Force (KN)
DP600	1.22 mm	12 mm	495 mm	8.8



**Fig. 6.** Configuration d'essai de pliage sous tension intégrée à l'ENSAM Metz.

**Tableau 4.** Plan d'expériences des essais de pliage sous tension.

Les facteurs étudiés	Rayon de matrice		
	3mm	6mm	10mm
0.5*Tension Force	3-5	3-5	3-5
Back force (KN)			
0.8*Tension Force	3-5	3-5	3-5
1.2*Tension Force	3-5	3-5	3-5
1.5*Tension Force	3-5	3-5	3-5

## 5 Conclusions

Dans ce travail, trois modèles d'érouissage différents sont introduits et les paramètres de matériau correspondants sont identifiés. En comparant avec les tests de caractérisation des matériaux, le modèle d'érouissage isotrope-cinématique modifié reproduit très bien les données expérimentales pour tous les tests rhéologiques. Sur la base de ces travaux de recherche, un modèle d'érouissage basé sur la microstructure, proposé par Teodosiu-Hu, sera étudié et les recherches expérimentales pour ce modèle seront discriminées par des essais de pliage sous tension.

## Remerciements

Les auteurs remercient Gabriela Vincze de l'Université d'Aveiro pour nous avoir permis de réaliser les essais dans son laboratoire. Les auteurs remercient aussi Hocine Chalal du LEM3, Metz pour sa contribution significative à la réalisation du projet.

## Références

- [1] H. Haddadi, S. Bouvier, M. Banu, C. Maier, and C. Teodosiu, "Towards an accurate description of the anisotropic behaviour of sheet metals under large plastic deformations: modelling, numerical analysis and identification," *Int. J. Plast.*, vol. 22, no. 12, pp. 2226–2271, 2006.
- [2] B. Haddag, T. Balan, and F. Abed-Meraim, "Investigation of advanced strain-path dependent material models for sheet metal forming simulations," *Int. J. Plast.*, vol. 23, no. 6, pp. 951–979, 2007.
- [3] H. Chalal, S.-G. Racz, and T. Balan, "Springback of thick sheet AHSS subject to bending under tension," *Int. J. Mech. Sci.*, vol. 59, no. 1, pp. 104–114, 2012.
- [4] J. Cao and J. Lin, "A study on formulation of objective functions for determining material models," *Int. J. Mech. Sci.*, vol. 50, no. 2, pp. 193–204, 2008.
- [5] H. Haddadi and S. Belhabib, "Improving the characterization of a hardening law using digital image correlation over an enhanced heterogeneous tensile test," *Int. J. Mech. Sci.*, vol. 62, no. 1, pp. 47–56, 2012.
- [6] N. Souto, A. Andrade-Campos, and S. Thuillier, "Material parameter identification within an integrated methodology considering anisotropy, hardening and rupture," *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 220, pp. 157–172, 2015.
- [7] B. Chun, J. Jinn, and J. Lee, "Modeling the Bauschinger effect for sheet metals, part I: theory," *Int. J. Plast.*, vol. 18, no. 5–6, pp. 571–595, 2002.

- [8] B. Chun, H. Kim, and J. Lee, “Modeling the Bauschinger effect for sheet metals, part II: applications,” *Int. J. Plast.*, vol. 18, no. 5–6, pp. 597–616, 2002.
- [9] S. Thuillier and P. Y. Manach, “Comparison of the work-hardening of metallic sheets using tensile and shear strain paths,” *Int. J. Plast.*, vol. 25, pp. 733–751, 2009.
- [10] Kuwabara, T, S Takahashi, and K Ito. “Springback Analysis of Sheet Metal Subjected to Bending-unbending under Tension Part II (Experimental Verification). *Advanced Technology of Plasticity.*” *Proceedings of the 5Th ICTP 2 (1996): 747–50.*