



Science Arts & Métiers (SAM)

is an open access repository that collects the work of Arts et Métiers Institute of Technology researchers and makes it freely available over the web where possible.

This is an author-deposited version published in: <https://sam.ensam.eu>
Handle ID: <http://hdl.handle.net/10985/26448>

To cite this version :

Badis HADDAG, Tudor BALAN, Farid ABED-MERAIM, Marcel BERVEILLER - Prédiction du comportement anisotrope lors de la mise en forme par emboutissage - In: Congrès MECAMAT Aussois, France, 2004-01-25 - Actes du Congrès MACAMAT Aussois - 2004

Any correspondence concerning this service should be sent to the repository

Administrator : scienceouverte@ensam.eu



PREEDITION DU COMPORTEMENT ANISOTROPE LORS DE LA MISE EN FORME PAR EMBOUTISSAGE

B. Haddag, T. Balan, F. Abed-Meraim, M. Berveiller

LPMM, ENSAM, 4, rue A. Fresnel, 57078 Metz Cedex 3, France

Téléphone : 03 87 37 54 64, Télécopie : 03 87 37 54 70

Badis.Haddag@metz-ensam.fr, Tudor.Balan@metz.ensam.fr, Farid.Abed-Meraim@metz.ensam.fr

Mots clés : Plasticité anisotrope, trajets de déformation, implémentation numérique, retour élastique

1. INTRODUCTION

La modélisation du comportement des tôles lors de la mise en forme est nécessaire pour la compréhension et la prédiction de nombreux phénomènes (retour élastique, striction localisée, variation d'épaisseur et ondulations aux bords) observés sur les pièces embouties. Les observations expérimentales ont montré que ces phénomènes dépendent de différents facteurs liés d'une part au matériau (microstructure, anisotropie initiale) et d'autre part au trajet de déformation (anisotropie induite par écrouissage et évolution de la texture). Ainsi, prédire ces phénomènes de déformation exige de prendre en compte tous ces facteurs dans les modèles de comportement.

Lors de la mise en forme par emboutissage les tôles subissent de grandes déformations élastoplastiques. On s'intéressera dans ce travail à l'étude de la réponse de deux aciers à différents trajets de déformation et lors de l'emboutissage. Dans la section suivante, on présentera le cadre général de la formulation d'un modèle de comportement élastoplastique en grandes déformations et on donnera un cas particulier de lois d'écrouissage. La section 3 est consacrée à l'intégration des équations constitutives du modèle dans le but de l'implémenter dans un code de calcul d'éléments finis. En dernière section, un ensemble d'applications numériques est réalisé sur un acier monphasé et un acier biphasé.

2. MODÉLISATION ÉLASTOPLASTIQUE ANISOTROPE

L'ensemble des équations d'un modèle élastoplastique quelconque peut être donné sous la forme générale suivante :

$$F = \bar{\sigma}_e (\sigma' - X) - R \quad (1)$$

$$\dot{R} = H_{iso}(t, y) \dot{\lambda} \quad (2)$$

$$\dot{X} = H_{cin}(t, y) \dot{\lambda} \quad (3)$$

$$\dot{\sigma} = C : (D - D^p) \quad (4)$$

$$D^p = \dot{\lambda} \frac{\partial F}{\partial \sigma} = \dot{\lambda} V \quad (5)$$

$$\dot{\lambda} = \frac{\alpha}{f_0} V : C : D \quad (6)$$

$$f_0 = V : C : V + V : H_{cin} + H_{iso} \quad (7)$$

où (1) est le critère de plasticité, (2) et (3) sont respectivement les lois d'évolution de l'écrouissage isotrope et de l'écrouissage cinématique. La relation (4) est l'équation constitutive du modèle ; elle relie les déformations élastiques et plastiques aux contraintes (loi hypoélastique). L'écoulement plastique est décrit par l'équation (5) et l'évolution du multiplicateur plastique (Eq. 6) est obtenue par la condition de consistance, $\dot{F} = 0$, avec $\alpha = 1$ pour un chargement plastique et $\alpha = 0$ sinon.

La formulation précédente est valable en petites déformations. En grandes déformations, les taux des variables tensorielles doivent être définis par des dérivées objectives, par exemple la dérivée de Jaumann.

De nombreux modèles de comportement peuvent entrer dans le cadre général cité précédemment. Les tôles laminées présentent généralement une anisotropie planaire qu'on peut décrire par une surface de charge orthotrope, par exemple Hill 48. L'anisotropie induite par le trajet de déformation peut être prise en compte par un certain nombre de variables internes. On cite ici à titre d'exemple le modèle d'écrouissage de Teodosiu-Hu 1998. Dans ce modèle, la contribution à l'écrouissage isotrope est donnée par :

$$R = Y_0 + R_v + f |S| \quad (8)$$

où Y_0 est la limite élastique initiale, f est un paramètre du matériau, alors que R_v et $f|\mathbf{S}|$ décrivent respectivement, les contributions à l'écrouissage isotrope des dislocations distribuées aléatoirement et des structures de dislocations organisées. La contribution à l'écrouissage cinématique est décrite par $\mathbf{X}$. En tout, le modèle contient quatre variables internes ($R_v, \mathbf{X}, \mathbf{P}, \mathbf{S}$). Les variables $R_v, \mathbf{X}$ et $\mathbf{S}$ ont la dimension d'une contrainte, $\mathbf{P}$ est sans dimension et $\mathbf{S}$ est un tenseur d'ordre quatre. Les variables $\mathbf{X}$ et $\mathbf{P}$ sont des tenseurs d'ordre deux. La variable $\mathbf{S}$ décrit la résistance directionnelle des structures de dislocations planaires persistantes qui se décompose en une partie active S_D (scalaire) et une partie latente $\mathbf{S}_L$ (tenseur d'ordre quatre). La variable $\mathbf{P}$ décrit la polarité de ces structures de dislocations. Les lois d'évolution de toutes les variables sont données par :

$$\dot{R}_v = C_R (R_{sat} - R_v) \dot{\lambda} \quad (9)$$

$$\dot{\mathbf{X}} = C_X (X_{sat} \mathbf{n} - \mathbf{X}) \dot{\lambda} \quad (10)$$

avec $\mathbf{n} = (\boldsymbol{\sigma}' - \mathbf{X}) / \sqrt{\boldsymbol{\sigma}_e}$ et la valeur de saturation X_{sat} est donnée par :

$$X_{sat} = X_0 + (1 - f) \sqrt{r|\mathbf{S}|^2 + (1 - r)S_D^2} \quad (11)$$

Dans (11), $S_D = \mathbf{N} : \mathbf{S} : \mathbf{N}$, avec $\mathbf{N} = \mathbf{D}^p / |\mathbf{D}^p|$. Son évolution est décrite par :

$$\dot{S}_D = C_S (g(S_{sat} - S_D) - h S_D) \dot{\lambda} \quad (12)$$

où g et h sont deux fonctions de $\mathbf{X}, \mathbf{P}$ et $\mathbf{N}$. L'évolution de $\mathbf{P}$ est supposée de la forme :

$$\dot{\mathbf{P}} = C_p (\mathbf{N} - \mathbf{P}) \dot{\lambda} \quad (13)$$

L'évolution de la partie latente de $\mathbf{S}$ est donnée par :

$$\dot{\mathbf{S}}_L = -C_L \left(\frac{Z}{S_{sat}} \right)^n \mathbf{S}_L \dot{\lambda} \quad (14)$$

avec $Z = |\mathbf{S}_L| = \sqrt{|\mathbf{S}|^2 - S_D^2}$ et $\mathbf{S} = S_D \mathbf{N} \otimes \mathbf{N} + \mathbf{S}_L$.

3. FORMULATION ÉLÉMENTS FINIS

Selon la méthode choisie pour la résolution des équations d'équilibre dans un code de calcul par éléments finis, certaines variables doivent être transmises à chaque fois que l'équilibre est à vérifier. Si la résolution s'effectue par la méthode de Newton-Raphson (formulation statique implicite), le calcul de la matrice Jacobienne nécessite le calcul du module tangent élastoplastique, i.e. :

$$\mathbf{C}^{ep} = \frac{\partial \dot{\boldsymbol{\sigma}}}{\partial \mathbf{D}} \quad (15)$$

On peut montrer que son expression est donnée par :

$$\mathbf{C}^{ep} = \mathbf{C} - \frac{\alpha}{f_0} (\mathbf{C} : \mathbf{V}) \otimes (\mathbf{V} : \mathbf{C}) \quad (16)$$

avec f_0 donné par (7). Dans le cas particulier de l'écrouissage de Teodosiu-Hu 1998, H_{iso} et $\mathbf{H}_{cin}$ sont donnés par :

$$H_{iso} = C_R (R_{sat} - R) + \frac{f}{\sqrt{Z^2 + S_D^2}} \left(-C_L (Z/S_{sat})^{n_p} Z^2 + C_S (g(S_{sat} - S_D) - h S_D) S_D \right) \quad (17)$$

$$\mathbf{H}_{cin} = C_X (X_{sat} \mathbf{n} - \mathbf{X}) \quad (18)$$

3.1 Intégration des lois d'évolution sur un incrément

L'implémentation du modèle est effectuée dans ABAQUS standard. Trois schémas d'intégration explicite sont utilisés : Euler direct, Runge-Kutta d'ordre 2 et Runge-Kutta d'ordre 4. Toutes les lois d'évolution de la section 2 sont des équations différentielles ordinaires. Ainsi, on peut formellement regrouper toutes les variables dans un seul vecteur $\mathbf{y}$ et écrire l'ensemble des lois d'évolution sous la forme :

$$\dot{\mathbf{y}} = \mathbf{H}(\mathbf{y}) \dot{\lambda} \quad (19)$$

Les trois schémas d'intégration peuvent être regroupés sous la forme suivante :

$$\begin{aligned} \Delta \mathbf{y}_0 &= \mathbf{0} && \text{initialiser} \\ \Delta \mathbf{y}_i &= \mathbf{H}(\mathbf{y}_t + a_i \Delta \mathbf{y}_{i-1}) \Delta \lambda_i && \text{pour } i = 1, N \\ \mathbf{y}_{t+\Delta t} &= \mathbf{y}_t + \sum_{i=1}^N b_i \Delta \mathbf{y}_i, && \text{réactualiser} \end{aligned} \quad (20)$$

avec

$$\begin{cases} a_i = \{0\}, b_i = \{1\} \text{ et } N = 1 & \text{pour Euler direct} \\ a_i = \{0, \frac{1}{2}\}, b_i = \{0, 1\} \text{ et } N = 2 & \text{pour Runge - Kutta d'ordre 2} \\ a_i = \{0, \frac{1}{2}, \frac{1}{2}, 1\}, b_i = \{\frac{1}{6}, \frac{1}{3}, \frac{1}{3}, \frac{1}{6}\} \text{ et } N = 4 & \text{pour Runge - Kutta d'ordre 4} \end{cases}$$

4. APPLICATIONS

4.1 Essais à différents trajets de déformation

Les essais simulés sont : la traction simple, le cisaillement monotone, le cisaillement Bauschinger dans la direction de laminage et un trajet orthogonal qui consiste en une prédéformation en traction dans la direction de laminage suivie d'un cisaillement dans la même direction. Ces essais ont été proposés par Teodosiu et al. (1998) pour l'identification du modèle d'écrouissage utilisé. Les résultats obtenus avec les surfaces de charge de Von Mises et de Hill 48 pour l'acier monophasé et avec la surface de Von Mises pour l'acier biphasé sont représentés sur la figure 1.

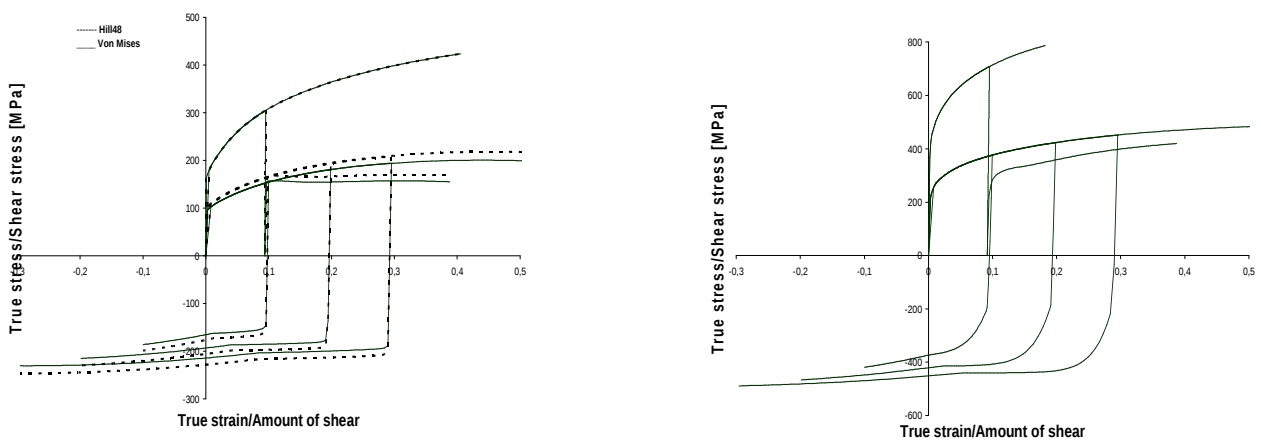


Figure 1. Simulation de différents trajets de déformation avec Hill 48 et Von Mises pour l'acier monophasé (a) et Von Mises pour l'acier biphasé (b)

4.2 Emboutissage d'un canal

L'étude de l'emboutissage d'un canal (forme oméga) est intéressante du point de vue de la simulation du retour élastique. En effet, une fois que la tôle est relâchée, elle peut tourner librement dans le plan de l'épaisseur. La tôle est placée de manière à avoir la direction transverse (axe 3 sur la figure 2) comme axe de rotation lors de son relâchement. La tôle a une épaisseur de

1 mm, une longueur de 100 mm dans la direction de laminage et est considérée de dimension infinie dans la direction transverse. Ces axes d'orthotropie coïncident avec les axes du repère global au début du calcul. Dans le but de voir l'effet de l'écrouissage sur le retour élastique, on a pris trois efforts de serrages pour l'acier monophasé (10, 330 et 600 KN). La figure 2 montre le modèle de calcul et les déformées obtenues après relâchement de la tôle.

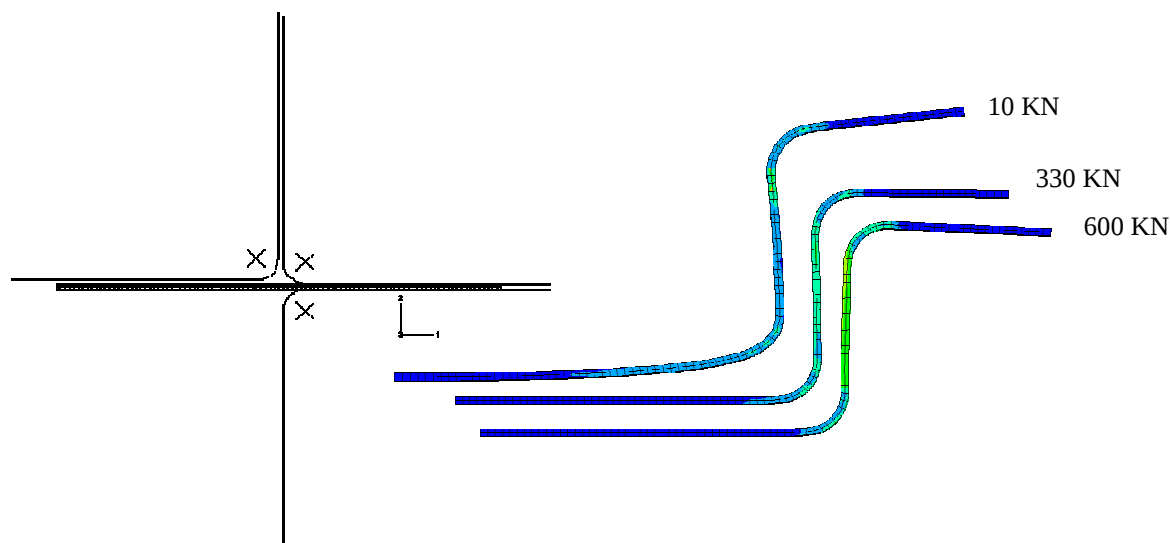


Figure 2. Modèle de calcul par éléments finis en 2D (a) et retour élastique avec 3 efforts de serrage (b)

5. CONCLUSION

Nous avons présenté dans ce travail l'influence d'un modèle d'écrouissage sur la prédiction du comportement anisotrope induit par le trajet de déformation. Les simulations des essais rhéologiques ont été validées. Bien qu'avec les schémas explicites les résultats obtenus sont satisfaisants, une intégration implicite plus performante est en cours de réalisation et sera présentée dans une future étude.

6. REMERCIEMENTS

Cette étude a été financée dans le cadre d'un projet européen CECA. Nous tenons à remercier M. Xavier LEMOINE du ARCELOR R&D pour sa contribution scientifique et le groupe ARCELOR pour le financement de cette étude.

REFERENCES

- Bouvier S., Teodosiu C., Haddadi H. et Tabacaru V., "Anisotropic work-hardening behaviour of structural steels and aluminium alloys at large strains", *Proc. EMMC6-MACAMAT*, Liège (2002), pp. 329-336.
- Chaboche J. L. et Cailletaud G., "Integration methods for complex plastic constitutive equations", *Comput. Methods Appl. Mech. Engng.*, (1996), pp. 125-155.
- Haddad A., Balan T. et Abed-Meraim F., "On the implementation of hardening models in sheet forming simulations", *6th Int. Esaform Conf. on Material Forming*, Salerno (2003), pp 187-190.
- Taylor R. L. et Ibrahimbegovic A. "Classical plasticity and viscoplasticity models reformulated: Theoretical basis and numerical implementation", *Méthode des éléments finis en mécanique non linéaire des solides*, Volume 1, Paris (2002), cours 5.
- Taylor R. L. et Ibrahimbegovic A., "Computational solid and structural mechanics: Implementation of nonlinear constitutive equations", *Méthode des éléments finis en mécanique non linéaire des solides*, Volume 1, Paris (2002), cours 6.
- Press W. H., Teukolsky S. A., Vetterling W. T. et Flannery B. P., "Chapter 16: Integration of ordinary differential equations", *Numerical Recipes in FORTRAN*, Cambridge University press (1992), pp. 701-744.
- Teodosiu C. et Hu Z., "Evolution of the intragranular microstructure at moderate and large strains: Modelling and computational significance", *Simulation of Materials processing: Theory, Methods and Applications*, Shen & Dawson editions (1995), pp.173-182.
- Teodosiu C. et Hu Z., "Microstructure in the continuum modelling of plastic anisotropy", *Proc. 19th Riso Int. Symp. On Material Science*, Roskilde (1998), pp. 149-168.