



**HAL**  
open science

# **Prédiction du retour élastique en emboutissage avec une loi de comportement élastoplastique tenant compte des changements de trajet de déformation**

Badis Haddag, Tudor Balan, Farid Abed-Meraim

## ► To cite this version:

Badis Haddag, Tudor Balan, Farid Abed-Meraim. Prédiction du retour élastique en emboutissage avec une loi de comportement élastoplastique tenant compte des changements de trajet de déformation. 17ème Congrès Français de Mécanique, Aug 2005, Troyes, France. 6p. <hal-05095576>

**HAL Id: hal-05095576**

**<https://hal.science/hal-05095576v1>**

Submitted on 3 Jun 2025

**HAL** is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.



HAL Authorization

# Prédiction du retour élastique en emboutissage avec une loi de comportement élastoplastique tenant compte des changements de trajet de déformation

Badis Haddag, Tudor Balan, Farid Abed-Meraim

LPMM, ENSAM de Metz  
4, rue Augustin Fresnel  
57078, Metz cedex 03, France

## Résumé :

*Ce travail consiste à étudier le phénomène de retour élastique dans le procédé d'emboutissage des tôles minces. Un modèle phénoménologique d'élastoplasticité tenant compte des changements de trajets de déformation a été implanté dans le code ABAQUS suivant un schéma d'intégration implicite. Des simulations ont été effectuées sur un test d'emboutissage spécialement conçu pour mettre en évidence le retour élastique. Une étude sur l'influence des paramètres du procédé a été réalisée en faisant varier l'effort de serrage du serre flan et le coefficient de frottement entre les outils et la tôle.*

## Abstract :

*This work consists to study the spring back in the deep drawing of flat sheets. A phenomenological elastoplastic model taking into account the strain path change was implemented in the ABAQUS software using an implicit integration scheme. The simulations were realised on a benchmark deep drawing test designed to emphasize the spring back behaviour. A study on the influence of the process parameters was realised with the variation of blank holder force and friction coefficient between the tools and the sheet.*

## Mots clefs :

**Anisotropie ; écrouissage combiné ; trajet de déformation ; intégration implicite ; simulation EF ; emboutissage ; retour élastique.**

## 1 Introduction

L'emboutissage des tôles minces est un procédé largement utilisé dans l'industrie. De nombreux phénomènes liés aux grandes déformations de la tôle sont observés sur les pièces embouties. Par conséquent, les pièces peuvent présenter des défauts comme : la striction localisée, les ondulations aux bords et le retour élastique. Dans le but d'optimiser ce procédé, le calcul par la méthode des éléments finis tient une part importante dans la prédiction de ces phénomènes de déformation. Avec les progrès réalisés autour de cette méthode (large choix d'éléments finis, méthodes de résolutions performantes, maillages structurés...etc.) des simulations sur des géométries complexes peuvent être effectuées. La description du comportement du matériau joue aussi un rôle important dans la prédiction du comportement local et global de la structure. Dans cette perspective, un modèle élastoplastique microstructural proposé par Teodosiu et al. [9], tenant compte des changements de trajets de déformation, a été implémenté dans le code ABAQUS via un schéma d'intégration implicite. Ce modèle apporte une description plus fine des évolutions microstructurales dans les lois d'écrouissage isotrope et cinématique.

Afin de retrouver les conditions optimales permettant de compenser le retour élastique, une application spécifique est étudiée. Il s'agit d'un test standard proposé initialement lors de la conférence Numisheet'93 et

qui consiste à emboutir une tôle pour obtenir une forme en « Oméga » et de mesurer la déformée obtenue après enlèvement des outils. Du point de vue numérique, des simulations ont été effectuées avec différents efforts de serrage du serre flan et coefficients de frottement entre les outils et la tôle. Une attention particulière est donnée au comportement en réalisant des simulations avec le modèle implémenté et le modèle à écrouissage isotrope et cinématique existant dans ABAQUS.

## 2 Loi de comportement

Le comportement est décrit par un modèle élastoplastique phénoménologique où la contrainte de Cauchy  $\boldsymbol{\sigma}$  est reliée à la déformation élastique,  $\mathbf{D}^e = \mathbf{D} - \mathbf{D}^p$ , par une loi hypoélastique de la forme :

$$\dot{\boldsymbol{\sigma}} = \mathbf{C} : (\mathbf{D} - \mathbf{D}^p) \quad (1)$$

où  $\mathbf{C}$  est le tenseur des constants élastiques.

Le taux de déformation plastique est donné par la loi de normalité :

$$\mathbf{D}^p = \dot{\lambda} \frac{\partial F}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \quad (2)$$

où  $\dot{\lambda}$  est le multiplicateur plastique et  $F$  est la fonction de charge qui s'écrit :

$$F = \bar{\boldsymbol{\sigma}} - Y \leq 0 \quad (3)$$

où  $\bar{\boldsymbol{\sigma}}$  est la contrainte équivalente et  $Y$  est la contrainte d'écoulement. Comme les tôles sont généralement obtenues par laminage, elles présentent une anisotropie initiale que nous considérons décrite par la surface de charge quadratique de Hill'48.

Pour la description de l'écrouissage, Teodosiu et al. [9] ont introduit plusieurs variables internes. Dans ce modèle,  $Y$  est supposée de la forme :

$$Y = Y_0 + R + f|\mathbf{S}| \quad (4)$$

où  $Y_0$  est la limite élastique initiale,  $f$  est un paramètre du matériau, par contre  $R$  et  $f|\mathbf{S}|$  décrivent respectivement, les contributions à l'écrouissage isotrope des dislocations distribuées aléatoirement et des structures de dislocations planaires. L'écrouissage cinématique est décrit par  $\mathbf{X}$ . En tout, le modèle contient quatre variables internes ( $R, \mathbf{X}, \mathbf{P}, \mathbf{S}$ ). Les variables  $R, \mathbf{X}$  et  $\mathbf{S}$  ont la dimension d'une contrainte,  $\mathbf{P}$  est sans dimension. Les variables  $\mathbf{X}$  et  $\mathbf{P}$  sont des tenseurs d'ordre deux et  $\mathbf{S}$  est un tenseur d'ordre quatre. 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.

L'évolution de  $R$  et  $\mathbf{X}$  est donnée par des lois saturantes de la forme :

$$\dot{\mathbf{R}} = C_R (\mathbf{R}_{sat} - \mathbf{R}) \dot{\lambda} \quad (5)$$

$$\dot{\mathbf{X}} = C_X (\mathbf{X}_{sat} \mathbf{n} - \mathbf{X}) \dot{\lambda} \quad (6)$$

avec

$$\mathbf{n} = (\boldsymbol{\sigma}' - \mathbf{X}) / \bar{\sigma} \quad \text{et} \quad X_{sat} = X_0 + (1-f) \sqrt{r|\mathbf{S}|^2 + (1-r)S_D^2} \quad (7)$$

où  $\boldsymbol{\sigma}'$  est le déviateur des contraintes. Les parties active  $S_D$  et latente  $\mathbf{S}_L$  sont reliées à  $\mathbf{S}$  par la relation :

$$\mathbf{S} = \mathbf{S}_L + S_D \mathbf{N} \otimes \mathbf{N} \quad (8)$$

avec  $\mathbf{N} = \mathbf{D}^p / |\mathbf{D}^p|$  définissant la direction de la vitesse de déformation plastique. Leurs évolutions sont définies par :

$$\dot{S}_D = C_S [g(S_{sat} - S_D) - h S_D] \dot{\lambda} \quad (9)$$

$$\dot{\mathbf{S}}_L = -C_{SL} \left( \frac{|\mathbf{S}_L|}{S_{sat}} \right)^{n_L} \mathbf{S}_L \dot{\lambda} \quad (10)$$

où  $g$  et  $h$  sont deux fonctions scalaires dépendantes des variables internes.

L'évolution de  $\mathbf{P}$  est supposée de la forme :

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

La formulation générale précédente est seulement valable en petites déformations. En grandes déformations, les taux des variables tensorielles doivent être définis par des dérivées objectives. Dans cette présente étude, la dérivée de Jaumann est adoptée.

### 3 Applications

Les applications réalisées dans ce travail concernent un acier doux monophasé (DC06) avec des paramètres tirés de [5]. On s'intéresse en premier lieu à la simulation de trajets séquentiels de déformation. Par la suite, une étude du retour élastique sur un embouti en « oméga » est réalisée.

#### 3.1 Simulation d'essais rhéologiques

Afin de mettre en évidence le comportement prédit par le modèle lors d'un changement de trajet de déformation, un ensemble d'essais rhéologiques a été simulé : des cisaillements Bauschinger à différents niveaux de pré-déformation et des essais orthogonaux composés chacun d'une pré-déformation en traction suivie d'un cisaillement monotone. Notons que tous les chargements sont appliqués le long de la direction de laminage. Les calculs sont effectués sur un élément cubique à 8 nœuds. La figure 1 montre les résultats obtenus sur deux essais. Une comparaison aux résultats expérimentaux montre la capacité du modèle à

décrire un certain nombre de phénomènes de changement de trajet de déformation. Dans l'essai orthogonal, un durcissement apparaît au début du deuxième trajet suivi d'un adoucissement. Dans l'essai de cisaillement Bauschinger, lors du début du second trajet une stagnation de l'écroutissage est observée sous forme d'un plateau suivie d'un durcissement du matériau.

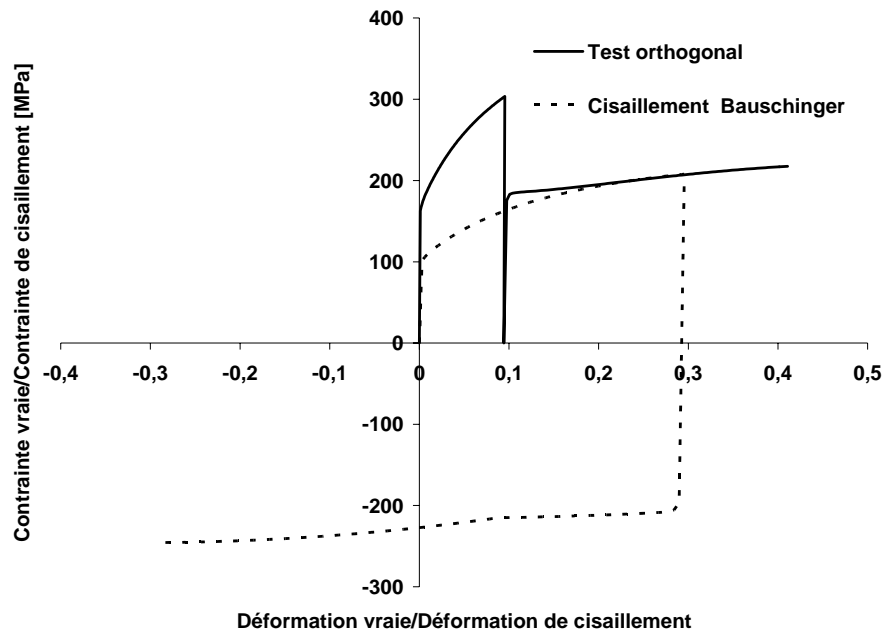


FIG. 1 – Essais rhéologiques : un essai de cisaillement Bauschinger à 30% de déformation et un essai orthogonal composé d'une pré-déformation de 10% en traction suivie d'un cisaillement.

### 3.2 Etude du retour élastique d'un embouti en « Oméga »

Une géométrie en « Oméga » a été choisie pour l'étude du retour élastique d'une tôle mince. Ce test est adéquat car il permet de voir assez nettement le relâchement de la tôle après enlèvement des outils. En effet, les contraintes internes, générées par la déformation de la tôle lors de l'opération d'emboutissage, deviennent non équilibrées après enlèvement des outils. L'évolution de ces contraintes vers un état équilibré se traduit par une évolution de la déformée (ou un relâchement) dans les plans normaux au plan de la tôle.

Pour le modèle éléments finis, du fait de la symétrie, seuls la moitié de la tôle est considérée. La tôle est discrétisée avec un maillage de 200 éléments quadrilatères linéaires (CPE4I), comportant deux éléments dans la direction de l'épaisseur (soit quatre points d'intégration dans l'épaisseur). Les outils sont supposés rigides. Notons que la tôle a une longueur initiale de 200 mm et une épaisseur de 1 mm. Dans la troisième direction, nous considérons des conditions de déformation plane.

Nous utilisons ce test pour étudier l'influence des paramètres du procédé sur les résultats de la simulation. Nous avons étudié deux paramètres : l'effort de serrage du serre flan et le coefficient de frottement. Pour décrire le comportement du matériau, nous utilisons la loi de Teodosiu. La figure 2 montre les déformées obtenues pour trois efforts de serrage.

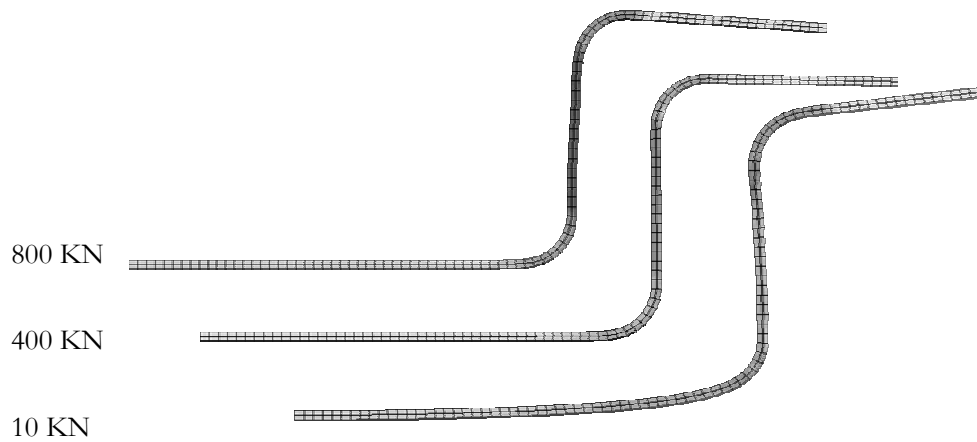


FIG. 2 – Déformées obtenus après relâchement des outils pour trois efforts de serrage.

Les simulations réalisées avec le modèle de Teodosiu montrent que pour un faible effort de serrage (10 KN), le relâchement de la tôle est très prononcé en raison d'un léger soulèvement du serre flan au cours de l'emboutissage. En effet, le fond de la pièce garde une déformation résiduelle notamment en s'approchant de la zone de courbure générée par le nez du poinçon. En augmentant l'effort de serrage (400KN), la tôle tend à garder la forme obtenue avant enlèvement des outils. Pour un effort de serrage relativement élevé (800 KN), la paroi de l'embouti tend à tourner légèrement ce qui entraîne la rotation de la collerette. Notons que la rotation de la collerette est due à la rotation d'entraînement de la paroi plus la rotation due à sa propre déformation; le fond reste droit. En général pour les efforts de serrage suffisamment grands pour éviter le soulèvement du serre flan, le retour élastique observé est relativement faible. Ceci est du à la profondeur de l'embouti qui est faible dans ce test. Une augmentation de la longueur de la tôle permettrait d'augmenter la profondeur d'emboutissage et ainsi voir un retour élastique beaucoup plus prononcé. On constate aussi que plus l'effort de serrage est grand plus la résistance au déplacement du poinçon est grande (figure 3).

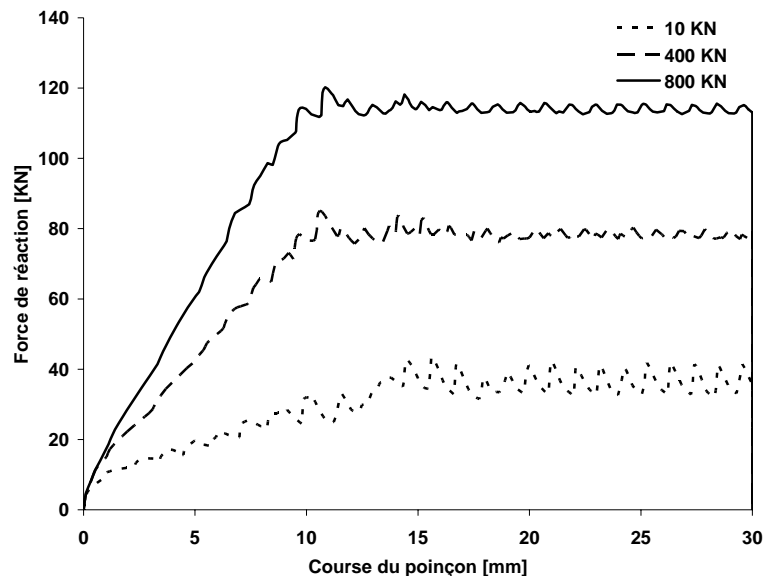


FIG. 3 – Force de réaction du poinçon pour trois efforts de serrage.

D'autres simulations réalisées en variant le coefficient de frottement ont montrées que les déformées obtenues sont très similaires. Notons que les dimensions prises dans ce test standard différent de celles

proposées à Numisheet'93. Sur ce dernier, le retour élastique est très marqué car la longueur de la tôle et la profondeur de l'embouti sont très grandes par rapport à son épaisseur.

## 4 Conclusion

Le modèle implémenté est capable de décrire les changements de trajet de déformation. Son utilisation pour la simulation de l'emboutissage et notamment du retour élastique a montré son efficacité. D'autres simulations sur des géométries plus complexes seront effectuées pour montrer ces capacités à décrire d'autres phénomènes liées notamment à la localisation des déformations.

## References

- [1] Alves J. L. C. M., 'Simulation numérique du procédé d'emboutissage des tôles métalliques, Modélisation mécanique et méthodes numériques', *Thèse de Doctorat*, Guimaraes (2003).
- [2] Bouvier S., Teodosiu C., Haddadi H. et Tabacaru V., 'Anisotropic work-hardening behaviour of structural steels and aluminium alloys at large strains', *Proc. EMMC6-MECAMAT*, Liège (2002), pp. 329-336.
- [3] Chaboche J. L. et Cailletaud G., 'Integration methods for complex plastic constitutive equations', *Comput. Methods Appl. Mech. Engrg.*, No. 133, (1996), pp. 125-155.
- [4] Freed A. D. et Walker K. P., 'Exponential integration algorithms for unified viscoplastic constitutive models', *Advances in Inelastic Analysis*, S. Nakasawa et al editions, AMD. Vol. 88 & PED. Vol. 28 (ASME, 1987), pp. 17-27.
- [5] Haddadi H., Tabacaru V., Bouvier S., Maier C. et Teodosiu C., "Essais de Traction/Cisaillement et identification de trois modèles élastoplastiques pour les aciers DP600, DP500 et DC06 ", *rapport final*, (Mai 2003).
- [6] Hibbitt, Karlsson & Sorensen Inc., 'Integration of plasticity models', *ABAQUS Theory Manual*, Version 5.8 (1998), section 4.2.2-1.
- [7] Keavey M. A., 'A canonical form return mapping algorithm for rate independent plasticity', *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, No. 53, (2001), pp. 1491-1510.
- [8] Ortiz M. et Popov E. P., 'accuracy and stability of integration algorithms for elastoplastic constitutive relations', *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, Vol. 21, (1984), pp. 1561-1576.
- [9] 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 (éditeurs), (1995), pp.173-182.