

Simulation d'un procédé de formage de structures raidies : étude de faisabilité

Mohamed Elamine AIT ALI, Dominique GUINES,
Lionel LEOTOING & Eric RAGNEAU

Laboratoire de Génie Civil et Génie Mécanique (EA3913)
20 avenue des buttes de coësmes
CS14315, 35043 Rennes cédex
dominique.guines@insa-rennes.fr

Résumé :

Dans le cadre du développement de nouvelles méthodes de mise en œuvre de structures raidies, un procédé dit de "formage par retour élastique" est étudié. L'objectif est de définir un procédé dont la gamme de fabrication permettrait de conserver le maximum d'opérations "à plat", facilitant les opérations d'assemblages tout en réduisant les coûts en termes d'outillages. Le principe du procédé proposé est de mettre en tension le ou les raidisseurs de la structure puis d'assembler ces derniers "à plat" avec la tôle. La mise en forme s'effectue alors au relâchement de la tension du ou des raidisseurs. Les possibilités offertes par ce procédé sont étudiées à la fois par une approche analytique et une approche numérique. Une étude paramétrique basée sur une modélisation éléments finis a permis de décrire l'influence de différents paramètres sur la forme finale obtenue. Enfin, ce nouveau procédé est étendu au cas de panneaux double courbure.

Abstract :

The aim of this study is to investigate the capabilities of a new forming process named "springback forming" of stiffened panels. In order to reduce the manufacturing costs, it's necessary to realize the maximum of assembly operations in a flat-position. The basic idea is to apply a tension on the stiffeners before assembling them with the plate. The forming stage is achieved when releasing the stiffeners tension. The capabilities of this process have been studied using both a numerical finite element and an analytical approaches. A parametric analysis has been performed in order the influence of different parameters on the final shape. Finally, this new process is extended to the forming of double-curved panels.

Mots-clefs :

Mise en forme ; structures raidies ; retour élastique

1 Introduction

Le secteur du transport, que ce soit dans les domaines de l'aéronautique, de l'automobile et du naval, fait largement appel aux procédés de mise en forme de matériaux métalliques. Le double objectif de réduction de poids et des coûts de production conduit à rechercher et à développer des procédés de formage innovants appliqués à l'optimisation de pièces métalliques. A l'heure actuelle, l'obtention de structures raidies requière un nombre important d'opérations : mise en forme des tôles puis des raidisseurs, conformage sur gabarits, assemblage par rivetage, collage ou soudage, ... Toutes ces opérations sont coûteuses en terme de main d'œuvre et d'outillages. Dans l'optique de réduire la masse de ces structures et d'améliorer l'automatisation des processus de fabrication, il est souhaitable de pouvoir réaliser le maximum d'opérations d'assemblages "à plat" avant de réaliser la mise en forme des structures déjà raidies et ceci pour des formes développables ou non. Ainsi de nouveaux procédés de fabrication doivent être imaginés afin de répondre à ces nouvelles exigences. Des procédés tels que le formage revenu

ou le formage à chaud ont été envisagés [Davoodi (2006)]. L'intérêt de ces procédés consiste à tirer partie de trois phénomènes en interaction déclenchés simultanément par l'élévation de la température : accroissement des limites de formabilité, diminution des contraintes d'écoulement et du retour élastique. De plus ces procédés permettent éventuellement d'effectuer en même temps une opération de mise en forme et une opération de traitement thermique. Toutefois, le problème de retour élastique est à l'heure actuelle encore mal maîtrisé ce qui rend délicat l'industrialisation de tels procédés [Lana (2006), Ho (2004), Asnafi (2001)]. L'objectif de cette étude est d'examiner la faisabilité d'un nouveau procédé dit "de mise en forme par retour élastique". Dans cet article, nous présentons tout d'abord une description succincte de ce procédé. Par la suite, une modélisation analytique du procédé est proposée. Enfin, les possibilités offertes par ce procédé en terme de rayons de courbures limites sont évaluées à partir d'une modélisation éléments finis. Ces résultats sont présentés pour une structure raidie simple et double courbure de type fuselage d'avion.

2 Description du procédé de mise en forme par retour élastique

Le procédé dit de mise en forme par retour élastique, dans le cas d'un panneau simple courbure avec un raidisseur, peut être décomposé en trois étapes - Étape 1 : mise en traction du raidisseur ; - Étape 2 : assemblage du raidisseur et de la tôle plane (par rivetage, collage, soudage, ...) ; - Étape 3 : relâchement du raidisseur. De cette façon, on effectue la totalité des opérations d'assemblage à plat. La figure 1 ci-dessous présente ces trois étapes. A l'étape 3, le retour élastique du raidisseur engendre une force qui peut être considérée comme une force de compression appliquée suivant l'axe du raidisseur. Cette force de compression génère un moment de flexion par rapport au centre d'inertie de la section assemblée. L'apparition de ce moment de flexion permet la mise en forme de la structure en mobilisant l'énergie de déformation élastique du raidisseur.

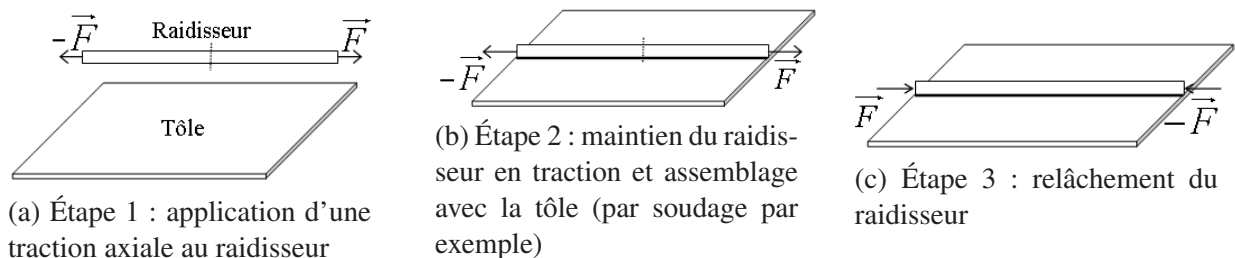


FIG. 1 – Les trois étapes du procédé de mise en forme par retour élastique

3 Modélisation analytique

On suppose que les matériaux de la tôle et du raidisseur sont homogènes et ont un comportement élastique linéaire isotrope. La figure 2 représente une section transversale constituée de l'assemblage du raidisseur et de la tôle. Soit :

- y_T , y_R et y_G les ordonnées respectives des centres d'inertie d'une section transversale de la tôle, du raidisseur et de l'assemblage (raidisseur + tôle).
- I_R^G et I_T^G les moments d'inertie du raidisseur et de la tôle par rapport à l'axe (G, \vec{z}) .
- e_T et B l'épaisseur et la largeur de la tôle.
- e_R et h l'épaisseur et la hauteur du raidisseur.
- E_R et E_T le module d'Young du raidisseur et de la tôle.

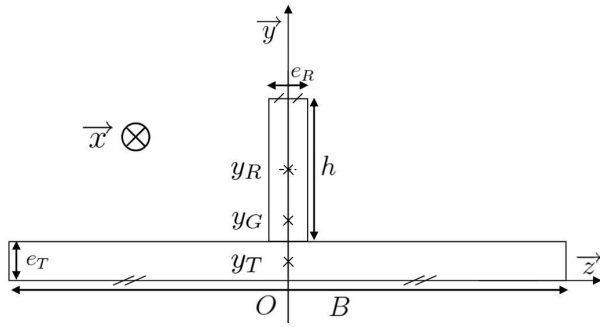


FIG. 2 – section transverse de l'assemblage (tôle + raidisseur)

À l'étape 3 (figure 1.c), le moment de flexion généré dans la structure peut être exprimé par $M_{fz} = F_T (y_R - y_G)$ où F_T représente l'effort de traction initial du raidisseur. En considérant la structure finale comme une poutre de section constante, on peut exprimer le rayon de courbure longitudinal à l'aide de la théorie des poutres par :

$$R = \frac{(E_R I_R^G + E_T I_T^G)}{M_{fz}} \quad (1)$$

Ce rayon de courbure peut aussi être exprimé en fonction des paramètres géométriques indépendants. Pour simplifier prenons $E_T = E_R = E$. Ainsi :

$$R = \frac{E (h^4 e_R^2 + 4h^3 e_R B e_T + 6B e_T^2 e_R h^2 + 4h e_R B e_T^3 + B^2 e_T^4)}{6F_T B e_T (e_T + h)} \quad (2)$$

Sous cette forme, après dérivation, on peut en déduire les variations de R en fonction des différentes variables géométriques. Par exemple en fonction de B et h :

$$\frac{\partial R}{\partial B} = 0 \Leftrightarrow B_{min} = \frac{h^2 e_R}{e_T^2} \quad (3)$$

$$\frac{\partial R}{\partial h} = 0 \Leftrightarrow h_{min} = \frac{e_T (\alpha_1^2 + e_R^2 - e_R \alpha_1)}{2e_R \alpha_1} \quad (4)$$

avec $\alpha_1 = (e_R^2 (2B + 2\sqrt{B(B - e_R)} - e_R))^{1/3}$ et l'hypothèse que $B \geq e_R$. Par analogie ($e_R \leftrightarrow B, h \leftrightarrow e_T$), on peut déduire de l'équation 3 la variation de R en fonction de e_R :

$$\frac{\partial R}{\partial e_R} = 0 \Leftrightarrow e_{Rmin} = \frac{B e_T^2}{h^2}$$

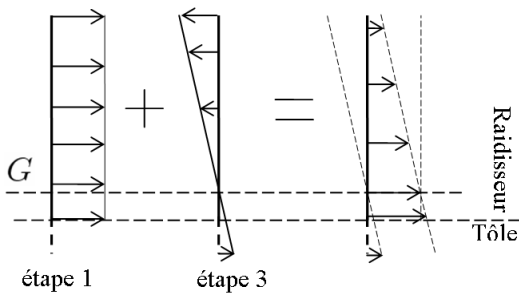


FIG. 3 – Exemple de contraintes résiduelles dans l'assemblage

L'existence de ces minimums peut être mise en évidence en considérant les cas extrêmes de la variable concernée. Par exemple pour le cas de la largeur B , $B \mapsto 0$ équivaut à dire que la tôle n'existe pas, le raidisseur retrouvera donc sa position initiale, soit $R = \infty$. De la même façon si $B \mapsto +\infty$ le moment de flexion n'est pas suffisant pour mettre en forme la structure

dont l'inertie est très grande, on obtient alors $R = \infty$. Ceci justifie alors l'existence d'une valeur minimale intermédiaire entre ces deux extrêmes.

Les contraintes résiduelles obtenues à l'issue du procédé sont présentées qualitativement figure 3.

Selon le principe de superposition, celles-ci sont la somme des contraintes de traction obtenues à l'étape 1 et à l'étape 3. Comme on peut le constater, les contraintes résiduelles maximales seront localisées à l'interface tôle/raidisseur.

Notons que l'expression de R donné par l'équation 2 peut être utilisée au delà de la limite élastique du matériau. En effet, dans le cas des métaux, l'écroutissage n'affecte que la limite élastique, le module d'Young demeurant constant. De plus, plus l'écroutissage est important plus le rayon de courbure est petit (Eq. 2).

4 Modélisation numérique

Un modèle éléments finis a été développé à l'aide du logiciel Abaqus. Après l'assemblage, la liaison entre le raidisseur et la tôle est considérée comme parfaitement rigide. Des éléments de plaques de type S4R (éléments linéaires à 4 nœuds) ont été utilisés. Le raidisseur est discrétisé par 6 éléments dans la hauteur, la tôle par 16 éléments dans la largeur et 500 éléments dans la longueur. Les dimensions géométriques considérées sont : $h = 26mm$, $e_R = e_T = 2,5mm$, $B = 170mm$ et une longueur $L = 5000mm$ dans la direction \vec{x} . Le matériau est un alliage d'aluminium 6056, homogène et isotrope. Les constantes élastiques de ce matériau sont : module d'Young $E_R = E_T = 75GPa$, coefficient de Poisson $\nu = 0,3$, limite élastique $R_e = 180MPa$. La courbe d'écroutissage traduisant le comportement plastique du matériau est intégrée point par point. Les différents cas de chargement du raidisseur sont donnés dans le tableau 1.

Déplacement imposé (mm)	1	3	10	50	100
Contraintes σ^{Mises} (MPa)	30	90	210	330	368
Déformation élastique ϵ_{xx}^e	$4 \cdot 10^{-4}$	$1,2 \cdot 10^{-3}$	$2,8 \cdot 10^{-3}$	$4,4 \cdot 10^{-3}$	$4,9 \cdot 10^{-2}$
Déformation plastique ϵ_{xx}^p	0	0	$1,8 \cdot 10^{-3}$	$1,5 \cdot 10^{-2}$	$3,4 \cdot 10^{-2}$
Force appliquée en kN	1,9	5,8	13,7	21,4	24

TAB. 1 – Les différents chargements initiaux du raidisseur

5 Résultats

5.1 Panneau simple courbure

Le rayon de courbure longitudinal $R(z)$ est déterminé dans différents plans longitudinaux de la tôle en minimisant au sens des moindres carrés la quantité : $\Delta = \sum_{i=1}^n (R(z) - \|\overrightarrow{O_c M_i}\|)^2$ où : n représente le nombre de nœuds M_i de la tôle situés dans la section longitudinale considérée ($z = \text{constante}$) et où O_c , le centre du cercle, appartient au plan (O, \vec{y}, \vec{z}) . Nous définissons également l'erreur radiale : $erreur(z) = \max_{i=1, n} (|R(z) - \|\overrightarrow{O_c M_i}\||)$ permettant de quantifier l'erreur maximale de l'approximation dans la section longitudinale étudiée. La figure 4 présente la variation transversale du rayon de courbure longitudinal. On constate que ce rayon de courbure est relativement uniforme puisqu'il varie de moins de $1mm$, de plus l'erreur maximale relevée de $0,18mm$ montre la régularité du rayon de courbure longitudinal.

La comparaison des valeurs obtenues par simulation numérique et par le modèle analytique pour différents chargements est présentée sur la figure 5. Pour les résultats numériques, la valeur présentée correspond à la valeur moyenne du rayon de courbure de toutes les sections.

La légère différence entre les deux courbes peut être expliquée par la présence de non-linéarités géométriques et également par le fait que le modèle analytique est basé sur l'hypothèse des

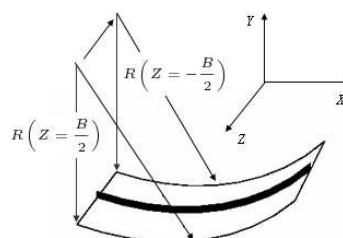
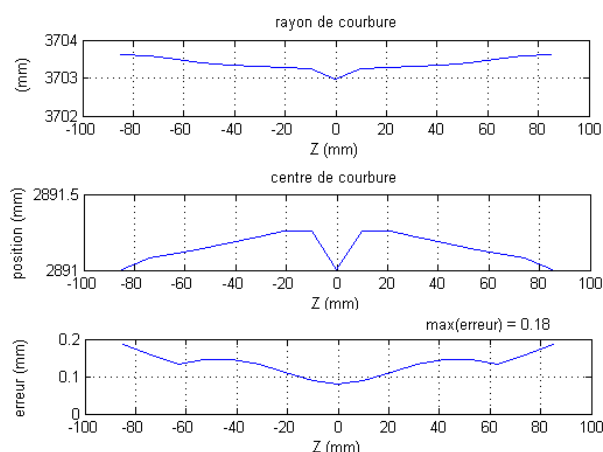


FIG. 4 – Variation transverse du rayon de courbure, de la position du centre de courbure et de l'erreur pour un déplacement initial de 100mm

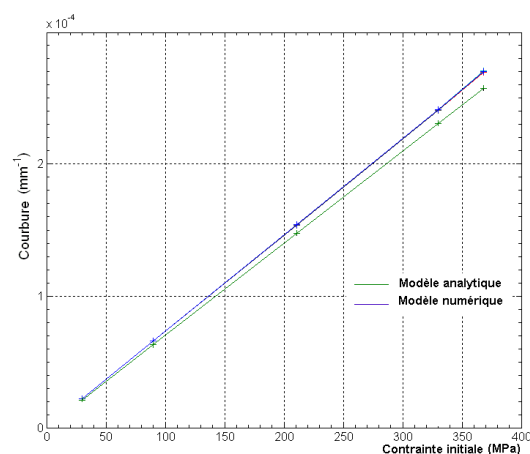


FIG. 5 – Variation de la courbure de la tôle ($\frac{1}{R}$) en fonction de la contrainte initiale

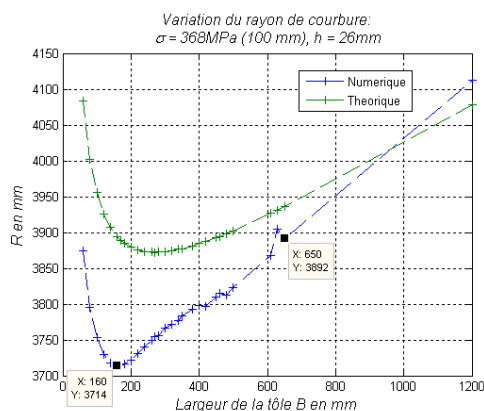


FIG. 6 – Variation de R en fonction de B pour $\sigma = 368\text{MPa}$

petites déformations. Comme le montre la figure 6, le rayon de courbure est fortement dépendant de la largeur de la tôle. On peut alors définir une largeur d'influence du raidisseur en dehors de laquelle le rayon de courbure ne sera plus uniforme. Signalons que cette largeur d'influence est fonction des autres paramètres géométriques (inertie de la section du raidisseur, épaisseur de la tôle) et du chargement appliqué. Les contraintes résiduelles dans le raidisseur, au niveau de l'interface, restent du même ordre de grandeur que celles imposées initialement lors de la traction. Quand à la tôle, dans tous les cas de chargement cités dans le tableau 1, les contraintes résiduelles relevées ne dépassent pas 86MPa .

5.2 Extension à la double courbure

Pour un panneau avec plusieurs raidisseurs, une double courbure peut être obtenue par ce procédé en appliquant des efforts différents sur les raidisseurs. Considérons une tôle de largeur $B = 510\text{mm}$, de longueur $L = 5000\text{mm}$ et trois raidisseurs identiques à celui utilisé précédemment dans cette étude. La distance inter-raisseur est de 170mm . Les figures 7 et 8 présentent les résultats obtenus pour une traction de 1mm sur le raidisseur central et de 100mm sur les deux raidisseurs externes. On observe une diminution de 65mm entre la valeur du rayon de

courbure longitudinal du centre de la tôle et celle des extrémités. D'autre part, la perturbation du rayon de courbure transversal à l'extrémité de la tôle s'explique par le déversement local des raidisseurs externes. Dans la zone $x \in [-1500mm, 1500mm]$ une variation de $130mm$ du rayon de courbure transversal peut être relevée.

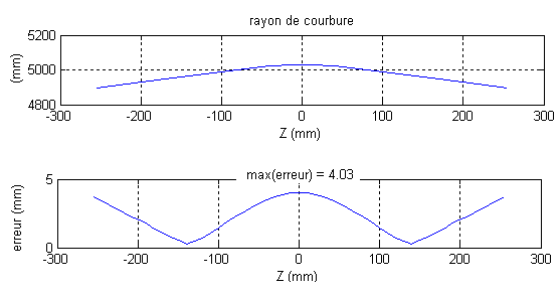


FIG. 7 – Variation transversale du rayon de courbure longitudinal de la tôle

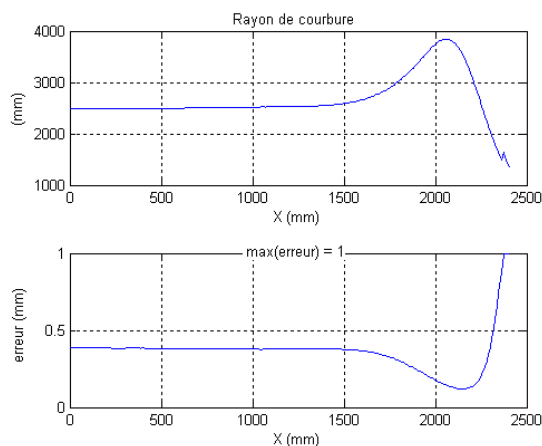


FIG. 8 – Variation longitudinale du rayon de courbure transversal de la tôle

6 Conclusions

Dans le cas de panneaux simple courbure, le procédé de mise en forme par retour élastique présenté dans cette étude permet d'obtenir des rayons de courbure relativement uniformes. Toutefois, l'obtention de "petits rayons de courbure" est fortement dépendante de l'inertie du raidisseur. Le modèle théorique permet de quantifier facilement la variation de ce rayon en fonction des caractéristiques géométriques et matérielles de la structure. Les résultats de ces premières simulations font apparaître des contraintes résiduelles relativement importantes à l'interface raidisseur-tôle. D'autre part, on constate que l'augmentation du nombre de raidisseurs améliore l'uniformité du rayon de courbure dans le cas où on applique le même effort initial et introduit une double courbure dans le cas contraire. Une réflexion sur la méthodologie à suivre pour réaliser l'assemblage de structures comportant de multiples raidisseurs est envisagée. Une campagne d'essais expérimentaux est prévue afin de valider les résultats obtenus par les différentes modélisations.

Références

- Behnam Davoodi 2006 Etude du comportement dynamique des matériaux métalliques à haute température. *PhD thesis, Insa de Rennes, France*
- F. Lana, et al. 2006 A method of constructing smooth tool surfaces for FE prediction of spring-back in sheet metal forming. *Journal of Materials Processing Technology* **177** 382-385
- K.C. Ho, J. Lin, T.A. Dean 2004 Modelling of springback in creep forming thick aluminum sheets. *International Journal of Mechanical Science* **20** 733-751
- Nader Asnafi 2001 On springback of double-curved autobody panels. *International Journal of Mechanical Science* **43** 5-37