
Optimisation des efforts serre-flan pour l'emboutissage d'une boîte carrée

Contrôle de la striction et du plissement sous serre-flan

Lanouar Ben Ayed* — **Arnaud Delamézière***
Jean-Louis Batoz* — **Catherine Knopf-Lenoir****

** Institut Supérieur d'Ingénierie de la Conception
Equipe de Recherche en Mécanique et Plasturgie
27 rue d'Hellieule, F-88100 Saint-Dié-des-Vosges
{lanouar.ben-ayed ; arnaud.delameziere ; jean-louis.batoz}@insic.fr*

*** Université de Technologie de Compiègne, Laboratoire Roberval
FRE 2833 UTC-CNRS, BP 20529
F-60205 Compiègne cedex
catherine.vayssade@utc.fr*

RÉSUMÉ. L'objectif de la simulation numérique en emboutissage est principalement l'amélioration de la qualité de la pièce finale obtenue par le contrôle et l'optimisation de paramètres du procédé. Pour éviter la rupture, un critère de striction localisée a été formulé et validé sur un godet cylindrique et un test de Nakazima, sur lesquels des ruptures ont été observées expérimentalement. La deuxième partie de ce travail est consacrée à l'optimisation des efforts serre-flan d'une boîte carrée afin d'améliorer sa formabilité.

ABSTRACT. The goal of numerical simulation in sheet metal stamping is mainly the improvement of the quality of the final part achievable by the control and the optimization of process parameters. To avoid the failure, a localised necking criterion is formulated and validated on a cylindrical cup and a Nakazima test, on which failures were observed experimentally. The second part of the paper is devoted to the optimization of the blankholder forces in the case of square-cup deep drawing in order to improve its formability.

MOTS-CLÉS : emboutissage, striction, plissement, optimisation, force de serrage.

KEYWORDS : deep drawing, necking, wrinkling, optimization, blankholder force.

1. Introduction

L'étude de certains paramètres du procédé d'emboutissage pour l'obtention de produits métalliques à parois minces (comme le contour du flan, la géométrie des outils, les propriétés mécaniques de la tôle, la vitesse d'emboutissage et les efforts de serrage) est fondamentale pour l'estimation de la faisabilité d'une nouvelle pièce et pour la mise au point des outillages permettant de la réaliser. Les défauts de plissement et de rupture ou déchirure après striction sont les plus importants et les plus rencontrés dans le procédé d'emboutissage. Ils font l'objet d'une attention particulière dans cet article.

Le phénomène de plissement a fait l'objet de plusieurs travaux. Pour évaluer le risque de plissement, Hutchinson *et al.* (1985) ont développé un critère de plissement basé sur la méthode d'analyse locale de bifurcation plastique de Hill. Ensuite, (Neale *et al.*, 1990 ; Améziane-Hassani *et al.*, 1991) ont montré que l'état critique de plissement dépend de la courbure locale de la tôle. La méthode d'analyse locale proposée par Hutchinson et Neale a été reprise, simplifiée et appliquée sur des pièces industrielles par Brunet *et al.* (1997). Ces critères ne peuvent être appliqués que sur des surfaces libres avec courbure, car les interactions entre les outils et la tôle ont été négligées. Pour prendre en compte le phénomène de plissement lorsque celui-ci commence à apparaître sous serre-flan, Labergère (2003) a formulé un critère basé sur des considérations purement géométriques. C'est ce type de critère heuristique qui est retenu dans cet article.

Le risque de rupture-déchirure est précédé par la striction localisée. Le critère de striction retenu dans notre travail est adapté des travaux de Hora *et al.* (1996) et Brunet *et al.* (2001). Ce critère a été testé sur deux cas académiques sur lesquels des ruptures ont été observées expérimentalement.

Un problème d'optimisation avec deux fonctions de limitations a été formulé dans le cas de formage d'une boîte carrée. Les efforts varient sur la surface serre-flan (dû à la présence d'un serre-flan flexible), mais varient également en fonction du déplacement du poinçon. La méthode de plan d'expérience et surface de réponse est couplée à un algorithme de type SQP pour la résolution du problème d'optimisation. L'approximation diffuse développée par Villon (1991) est utilisée, pour la construction de la surface réponse.

2. Détection du risque de rupture en emboutissage

Lorsque les déformations plastiques sont assez importantes l'écoulement de la matière peut se localiser et devenir instable. On parle de striction. Si la sollicitation est augmentée, la majorité de la déformation se produit dans cette zone en striction et la rupture apparaît. Afin d'éviter ce type de défauts, Considère (1885) fut le premier à proposer une analyse théorique du phénomène de striction en se basant sur la courbe de traction simple. Il a défini une condition d'instabilité, qui est

caractérisée par un point stationnaire où la force passe par un maximum. Cette approche a été ensuite généralisée par Swift (1952) à des états de contraintes de traction biaxiale. Hora *et al.* (1996) ont modifié cette condition d'instabilité en considérant que l'état de déformation est plan au moment de l'apparition de la striction, $\Delta\varepsilon_{II} = 0$, et que la contrainte principale maximale σ_I dépend de la déformation principale maximale ε_I et du taux de déformation β :

$$\beta = \frac{\Delta\varepsilon_{II}}{\Delta\varepsilon_I} \quad [1]$$

Le critère d'instabilité proposé par Hora est :

$$\frac{\partial\sigma_I}{\partial\varepsilon_I} + \frac{\partial\sigma_I}{\partial\beta} \frac{d\beta}{d\varepsilon_I} \leq \sigma_I \quad [2]$$

À ce critère, connu sous le nom de critère modifié de force maximale (CMFM), nous avons appliqué la fonction seuil quadratique de Hill48 utilisée dans le code Abaqus (Hibbit *et al.*, 2004) en tenant compte de l'orientation, notée φ , des directions des contraintes principales par rapport aux axes d'anisotropie. La contrainte équivalente peut être écrite sous la forme suivante :

$$\bar{\sigma}^2 = A_1\sigma_I^2 + 2A_2\sigma_I\sigma_{II} + A_3\sigma_{II}^2 \quad [3]$$

où A_1 , A_2 , A_3 sont calculés en fonction de l'angle φ et des coefficients d'anisotropie r_0 , r_{45} et r_{90} .

Un indicateur du risque de striction a été développé à partir de la condition [2], implémenté dans le code Abaqus et examiné sur deux applications, le test de Nakazima (Knockaert, 2001) et un godet cylindrique (Arrieux, 1990), tests pour lesquels des ruptures ont été détectées expérimentalement :

$$R^{el} = \sigma_I / \sigma_I^{cr} \quad [4]$$

avec :

$$\sigma_I^{cr} = \frac{1}{\Phi^2} \left[(1 + \alpha\beta) \cdot G - \frac{\beta}{\varepsilon_I} \frac{(A_2 + A_3\alpha)[A_1(\beta A_2 - A_3) + A_2(A_2 - \beta A_1)]}{(\beta A_2 - A_3)^2} \right] \sigma_I \quad [5]$$

où : $\alpha = \sigma_{II} / \sigma_I$, $\Phi = \bar{\sigma} / \sigma_I$ et $G = \partial\bar{\sigma} / \partial\varepsilon$

Lorsque R^{el} est supérieur à un, le comportement de la tôle est alors instable et il y a un risque de rupture. Sur la figure 1a et b, nous avons reporté respectivement la distribution de l'indicateur du risque de striction R^{el} , du godet cylindrique pour une profondeur d'emboutissage de 21 mm et du test de Nakazima pour un déplacement de 40 mm. Les résultats numériques obtenus montrent qu'il y a rupture dans certaines zones, puisque l'indicateur de striction dépasse largement un. Ce qui est en bonne corrélation avec l'expérience. D'après le résultat expérimental reporté sur la figure 2 (Knockaert, 2001), nous constatons que l'indicateur de striction permet d'identifier avec précision les zones critiques ainsi que la direction de la rupture.

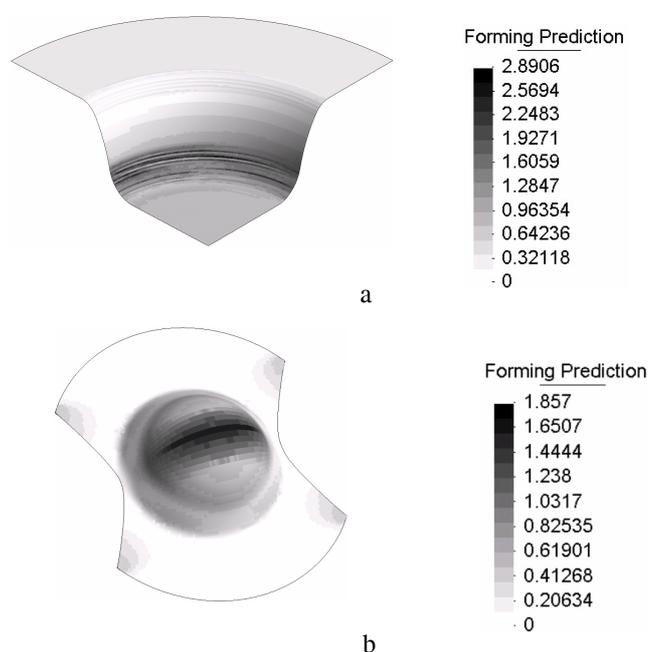


Figure 1. Localisation des zones présentant un risque de rupture

La condition d'instabilité [2] peut être utilisée pour la construction des Courbes Limite de Formage (CLF) en supposant que les chemins de déformations sont linéaires ou brisés et que les directions des contraintes principales coïncident avec les directions d'anisotropie. Sur la figure 3 nous représentons le Diagramme Limite de Formage (DLF) et les points instables obtenus par le critère de striction localisée (CMFM). On constate sur cette figure que les points critiques détectés par le CMFM sont en concordance avec la CLF. Cependant, certains points détectés par le CMFM sont au-dessous de la CLF, ceci s'explique par les hypothèses complémentaires utilisées (trajets de déformations et directions des contraintes principales).

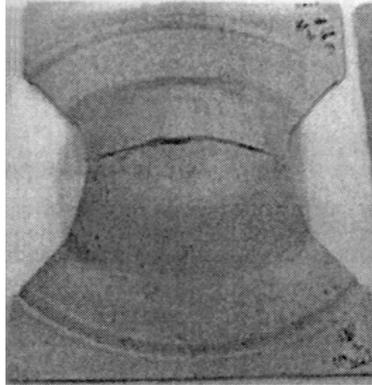


Figure 2. Validation expérimentale du CMFM (Knockaert, 2001)

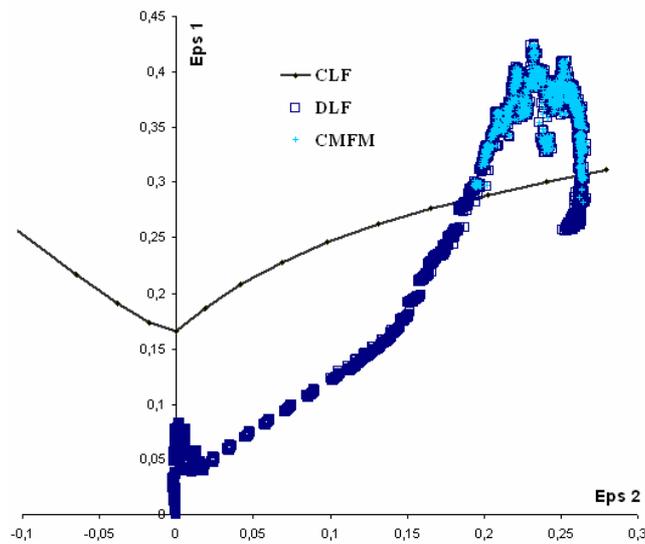


Figure 3. Prédiction de risque de rupture en utilisant la CLF et le CMFM

3. Optimisation des efforts serre-flan pour l'emboutissage d'une boîte carrée

Le test d'emboutissage d'une boîte carrée a été proposé à la conférence internationale *Numisheet'93* (Nakamachi, 1993). Il s'agit d'emboutir un flan carré de 150 mm de côté dont les propriétés mécaniques sont : $E = 71 \text{ GPa}$,

$$\sigma_{eq} = 576.79(0.01658 + \epsilon_p)^{0.3593}, \quad \bar{r} = 0.64 \quad (\text{coefficient d'anisotropie moyen}).$$

L'épaisseur initiale est $h^0 = 0.81 \text{ mm}$. La force de serrage est égale à 19.6kN et le coefficient de frottement entre les outils et la tôle vaut $\mu = 0.162$. Les caractéristiques géométriques des outils sont données sur la figure 4. La force de serrage constante de 19.6 kN a conduit à une rupture pour une profondeur de 20 mm (expérience de *Numisheet'93*). L'objectif de notre travail est d'examiner la possibilité de réaliser une boîte emboutie avec une profondeur de 25 mm, en faisant varier les efforts serre-flan.

Le flan a été discrétisé avec 5 625 éléments de coque à intégration réduite (S4R) de taille 1 mm, avec sept points d'intégration dans l'épaisseur de type Simpson. La simulation a été effectuée sous Abaqus avec un modèle Dynamique/Explicite en double précision et une vitesse d'emboutissage égale à 1 m/s.

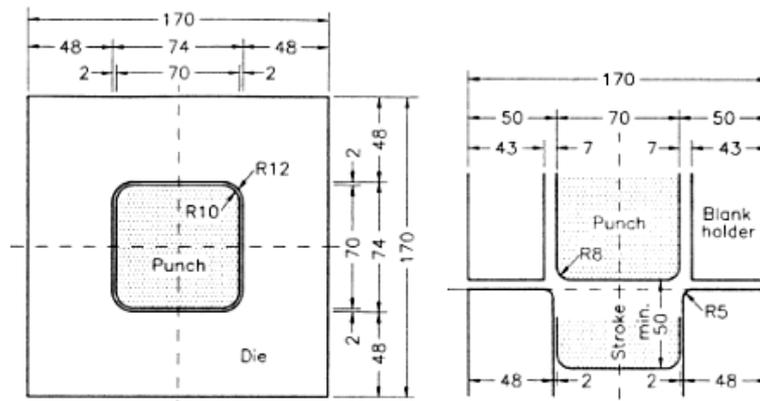


Figure 4. Caractéristiques géométriques de la boîte carrée (Nakamachi, 1993)

3.1. Formulation du problème d'optimisation

Plusieurs travaux ont été menés pour l'optimisation de la force de serrage (ou de retenue), pour des emboutis des formes simples ou complexes, en utilisant des critères de qualité variés et différentes méthodes d'optimisation : (Trompeter *et al.*, 2005 ; Ben Ayed, 2005 ; Naceur *et al.*, 2003 ; Delamézière, 2002 ; Cao *et al.*, 2001 ; Gasper *et al.*, 2001 ; Beck, 2000 ; Descamps *et al.*, 2000 ; Thomas *et al.*, 2000), etc.

Le problème d'optimisation que nous avons formulé tient compte des critères économiques et de la qualité des pièces. Le but est de déterminer le profil optimal de trois efforts serre-flan (figure 5.) permettant de réduire au maximum l'énergie nécessaire pour l'opération d'emboutissage, sans qu'il y ait ni plissement ni rupture :

$$\begin{cases} \min J(\mathbf{F}) \\ G_1(\mathbf{F}) \geq 0 \\ G_2(\mathbf{F}) \geq 0 \\ \text{avec } F_1 \leq F \leq F_u \end{cases} \quad [6]$$

où la fonction objectif $J(\mathbf{F})$ est l'énergie externe du modèle éléments finis, F_1 et F_u sont les limites inférieures et supérieures du vecteur d'efforts \mathbf{F} :

$$\mathbf{F} = \langle F_1(d_1), F_1(d_2), F_2(d_1), F_2(d_2), F_3(d_1), F_3(d_2) \rangle^T \quad [7]$$

Chacun des trois efforts de serrage est définie pour deux profondeurs de poinçon ($d_1 = 12.5$ mm et $d_2 = 25$ mm), ce qui conduit à un problème d'optimisation avec six variables.

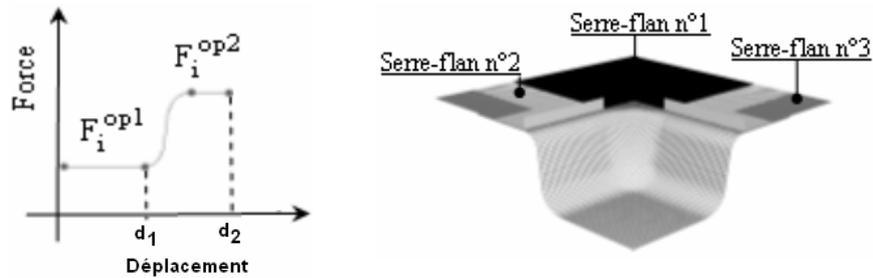


Figure 5. Approximation quasi constante par morceau des trois efforts serre-flan

La première fonction limitation permet d'éviter la formation des fortes ondulations sous le serre-flan qui sont la cause d'une usure rapide des outils. Elle est calculée en fonction de l'angle d'inclinaison, θ , des éléments sous serre-flan par rapport à la surface horizontale de la matrice (figure 6) :

$$G_1 = \begin{cases} \frac{1}{n_{el}} \sum_{el \in D^{SF}} (\sin(\theta_{max}) - \sin(\theta_{el})) & \text{si } \forall el \in D^{SF} \quad \theta_{el} < \theta_{max} \\ \sum_{el \in D^{Pl}} (\sin(\theta_{max}) - \sin(\theta_{el})) & \text{sinon} \end{cases} \quad [8]$$

avec D^{SF} l'ensemble de tous les (n) éléments sous serre-flan à la fin de l'opération d'emboutissage et D^{Pl} l'ensemble des éléments sous serre-flan qui ont un angle d'inclinaison supérieur à θ_{max} .

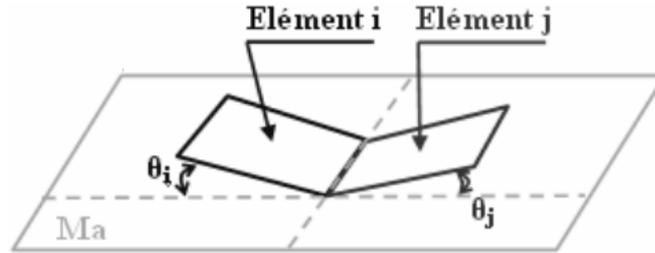


Figure 6. Détection des plis sous serre-flan

La seconde fonction limitation est calculée en fonction de l'indicateur de striction R^{el} :

$$G_2 = \begin{cases} \sum_{el} (1 - R^{el})^2 & \text{si } \forall el \in D, R^{el} < 1 \\ - \sum_{el \in D^s} (1 - R^{el})^2 & \text{sinon} \end{cases} \quad [9]$$

où D est l'ensemble de tous les éléments de la tôle et D^s l'ensemble des éléments qui ont un indicateur de striction, R^{el} , supérieur à un.

3.2. Procédure d'optimisation

La fonction objective et les limitations sont implicites par rapport aux variables d'optimisation et leurs évaluations nécessitent des simulations complètes et très coûteuses. Les méthodes stochastiques sont exclues pour limiter de nombreuses évaluations (simulations). Par ailleurs, le calcul des gradients est pratiquement impossible. Nous avons ainsi choisi d'utiliser la méthode de surface de réponse couplée à une stratégie d'actualisation de l'espace de recherche (figure 7). Cette méthode est associée à un plan d'expérience en étoile à face centrée, permettant de définir préalablement les n points d'évaluations x_1 .

En partant d'une série de calculs exacts des fonctions objectif et limitations, réalisées dans le cadre d'un plan d'expérience, le problème d'optimisation initial implicite est transformé en un problème explicite dont l'optimum est ensuite déterminé itérativement par un algorithme d'optimisation de type SQP (Programme Quadratique Séquentiel). Une fois que l'optimum est localisé, un nouveau plan d'expériences est réalisé dans son voisinage, et la procédure est répétée jusqu'à la convergence (figures 7 et 8).

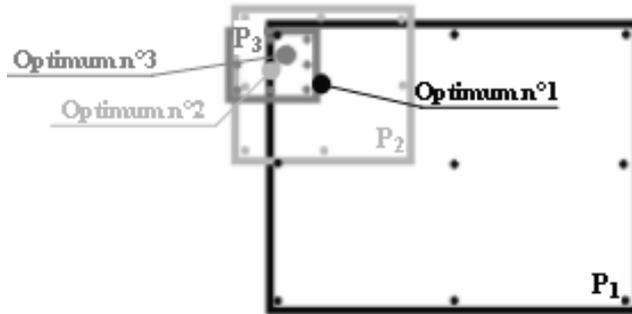


Figure 7. Stratégie de discrétisation adaptative de l'espace de recherche (2D)

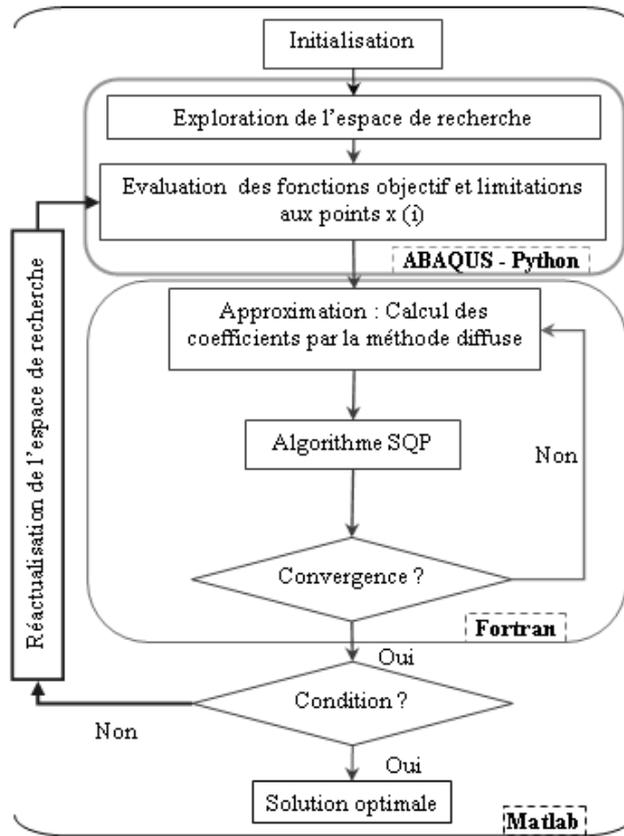


Figure 8. Procédure d'optimisation

Pour faciliter la convergence de l'algorithme d'optimisation, la fonction objectif a été normalisée sur l'intervalle [0,1] et les fonctions limitations sont normalisées sur l'intervalle [-1,1].

Avec l'approximation diffuse, les surfaces de réponse sont toutes écrites sous la forme :

$$\tilde{F}^{\text{local}}(x) = p^T(x)a(x) \quad [10]$$

où $p^T(x)$ est une base polynomiale d'ordre 2 et $a(x)$ le vecteur des coefficients, qui sont déterminés en minimisant le résidu :

$$R = \sum_{i=1}^n w(x - x_i) (\tilde{F}^{\text{local}}(x_i) - F^{\text{exact}}(x_i))^2 \quad [11]$$

où n est le nombre de points d'évaluation, $w(x - x_i)$ la fonction d'influence (ou poids) de ces points, et $F^{\text{exact}}(x_i)$ la valeur de la fonction calculée au point d'évaluation x_i .

3.3. Résultats

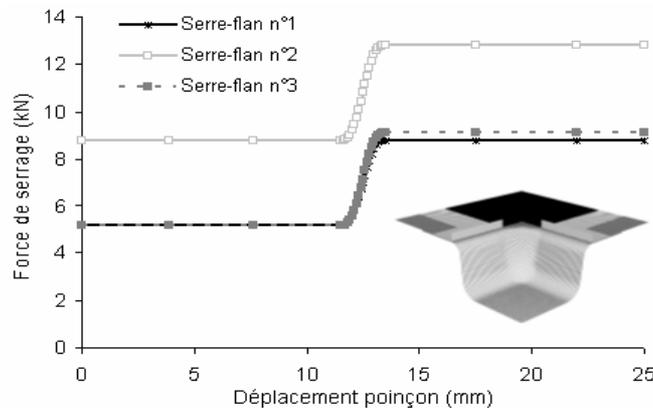


Figure 9. Profils des efforts serre-flan optimum

La procédure d'optimisation présentée (section 3.2.) a été appliquée pour l'optimisation des efforts serre-flan de la boîte carrée. Les résultats ont été obtenus après deux actualisations de l'espace de recherche, ce qui est équivalent à 154 évaluations des fonctions objectives et limitations pour six variables d'optimisation dans le cadre d'un plan d'expérience en étoile. Sur la figure 9, nous

représentons les profils des efforts serre-flan optimums et sur la figure 10 les DLF obtenus après optimisation et avant optimisation (force de serrage égale à 19.6 kN). On remarque qu'avec les trois efforts de serrage optimum tous les points sont au-dessous de la CLF de sécurité, ce qui était l'objectif affiché. Cependant, avec un seul effort serre-flan il y a risque de rupture (observé expérimentalement). En ce qui concerne le phénomène de plissement, nous avons réussi à réduire l'angle d'inclinaison maximal des éléments sous serre-flan, de 15 degrés à 8 degrés. Quand à l'énergie externe, elle a été diminuée de 20 kJ après optimisation (2.5 %).

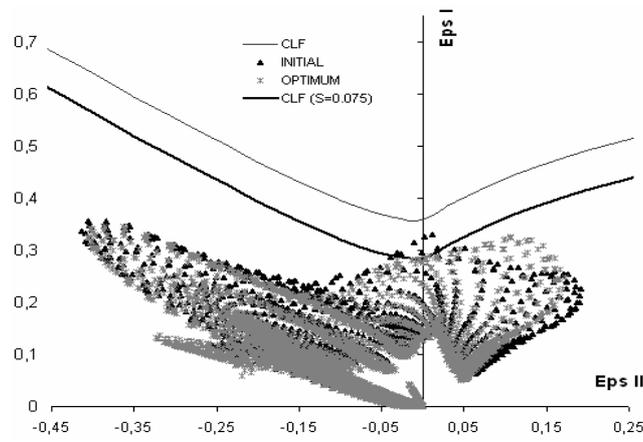


Figure 10. Diagramme limite de formage avant (*INITIAL*) et après (*OPTIMUM*) optimisation

4. Conclusion

Une procédure automatique d'optimisation des efforts serre-flan pour l'amélioration de la faisabilité de pièces réalisées par le procédé d'emboutissage a été présentée. Les critères de qualité retenus concernent le plissement sous serre-flan (de façon à réduire l'usure des outils) et la striction précédant la déchirure. La striction est détectée par le critère modifié de force maximale (CMFM). Une stratégie d'optimisation basée sur la méthode de surface réponse et une discrétisation adaptative de l'espace de recherche est proposée. La simulation numérique a été totalement couplée à l'optimisation. Des travaux futurs appliqueront cette méthodologie à des cas industriels.

Remerciements

Nous remercions le ministère de la Recherche et de la Technologie pour son soutien dans le cadre du projet RNTL OPTIMAT (décision numéro 02 V0584).

5. Bibliographie

- Arrieux R., « Les critères limites en emboutissage », *Physique et Mécanique de la Mise en Forme des Métaux*, Ecole d'été d'Oléron, Presses de CNRS, 1990, p. 397-4085.
- Beck S., « Control of the Deep Drawing Process through Active Drawbeads », *New Developments in Sheet Metal Forming*, Klaus Siegert (Editor), Fellbach, Germany, 23-24 May 2000, p. 195-211.
- Ben Ayed L., Simulation numérique de l'emboutissage et optimisation des outils serre-flan, Thèse de doctorat, Université de Technologie de Compiègne, 2005.
- Brunet M., Morestin F., « Experimental and analytical necking studies of anisotropic sheet metals », *Journal of Materials Processing Technology*, 112, 2001, p. 214-226.
- Brunet S., Batoz J.L., Bouabdallah S., « Sur l'évolution des risques de plissement local des pièces industrielles obtenues par emboutissage », *Actes du 3^e Colloque National en Calcul des Structures*, Giens, France, 20-23 Mai 1997, p. 753-758.
- Cao J., Kinsey B.L., Yao H., Viswanathan V., Song N., « Next generation stamping dies – controllability and flexibility », *Robotics and Computer Integrated Manufacturing*, 17, 2001 p. 49-56.
- Considère A., « Mémoire sur l'emploi de fer et de l'acier dans les constructions », *Annales des Ponts et Chaussées*, 9, 574, 1885.
- Delamézière A., Contribution à l'optimisation des paramètres du procédé d'emboutissage des tôles minces par l'approche inverse, Thèse de doctorat, Université de Technologie de Compiègne, 2002.
- Descamps R., Chamont B., Kergen R., « Blankholder Force Control in Deep Drawing (Application on a Critical Industrial Part) », *New Developments in Sheet Metal Forming*, Klaus Siegert (Editor), Fellbach, Germany, 23-24 May, 2000, p. 229-247.
- Gasper G., Karl K., « Sensitivity and stability evaluation of deep drawing process », *Journal of Materials Processing Technology*, 125-126, 2002, p. 302-308.
- Hibbit, Karlsson, Sorensen, *ABAQUS Analysis User's Manual*, Version 6.4, 2004.
- Hora P., Tong L., Reissner J., « A prediction method for ductile sheet metal failure in FE-Simulation », *NUMISHEET'96, 3rd Int. Conf. On Numerical Simulation of 3-D Sheet Metal Forming Processes, Numisheet'96*, Dearborn, Michigan, U.S.A., September 29-October 3, 1996, p. 252-256.
- Hutchinson J.W., Neale K.W., « Wrinkling of curved thin sheet metal », *International Symposium on Plastic Instability*, Paris, France, 1985, p. 71-78.
- Knockaert R., Numerical and experimental study of the strain localization during sheet forming operations, PhD thesis, Ecole des Mines de Paris, 2001.
- Labergère C., Contributions à la modélisation, à l'optimisation et au contrôle des procédés d'hydroformage de tubes et flans, Thèse de doctorat, Université de Franche-Comté, 2003.

- Naceur H., Bretkopf P., Knopf-Lenoir C., Villon P., « Méthode de surface de réponse pour l'optimisation de forme des surface additionnelles de pièces embouties », *6^e Colloque national en calcul des structures*, Tome III, Giens (Var), 20-23 mai 2003, France, p. 215-222.
- Nakamachi E., « Sheet Forming Process Characterization by Static-Explicit Anisotropic Elastic-Plastic Finite element Simulation », *2nd Int. Conf., Numerical Simulation of 3-D Sheet Metal Forming Processes, NUMISHEET'93*, 1993, p. 109-123.
- Neale K.W., Tigcu P., « A numerical analysis of wrinkle formation tendencies in sheet metals », *Int. J., Numerical Methods in Engineering*, Vol. 30, 1990, p. 1595-1608.
- Swift H. W., « Plastic Instability Under Plane Stress », *J. Mech. Phys. Solids*, Vol. 1, p. 1-18, 1952.
- Thomas W., Oenoki T., Altan T., « Process simulation in stamping-recent applications for product and process design », *Journal of Materials Processing Technology*, 98, 2000, p. 232-243.
- Trompeter M., Krux R, Homberg W., Kleiner M., « Process Control Strategies for High-Pressure Sheet Metal Forming of Large-Scale Structure Parts », *24th International Deep-Drawing Research Group Congress IDDRG*, 20-22 June 2005, Besançon, France.
- Villon P., Contribution à l'optimisation, Thèse d'état, Université de Technologie de Compiègne, 1991.

