RÉPUBLIQUE ALGÉRIENNE DÉMOCRATIQUE ET POPULAIRE

MINISTÈRE DE L'ENSEIGNEMENT SUPÉRIEUR
ET DE LA RECHERCHE SCIENTIFIQUE

Mémoire

Présenté

AU DÉPARTEMENT DE MÉCANIQUE
FACULTÉ DES SCIENCES DE L'INGÉNIEUR
UNIVERSITÉ DE BATNA

Pour obtenir le titre de

MAGISTÈRE EN GÉNIE MÉCANIQUE

Option : Construction Mécanique

Par

Toufik SEDRAT

Étude et conception d'un procédé d'emboutissage

Appliqué aux moules d'emboutissage pour emballage métallique

Soutenu publiquement le : 15 / 05 / 2007, devant le jury composé de :

Dr. T. OUTTAS	M.C. Université de Batna	Président
Dr. H. NACEUR	M.C. U. T. de Compiègne, France	Examinateur
Dr. H. ZEDIRA	M.C. Centre Universitaire de Khenchela	Examinateur
Dr. K. ZIDANI	M.C. Université de Batna	Examinateur
Dr. M. C. BENDAAS	Directeur de la société BENPACK, Batna	Invité
Dr. B. BARKAT	M.C. Université de Batna	Rapporteur

Remerciement

Ce travail a été effectué au sein de l'Équipe de Recherche Mécanismes et Robotique du Laboratoire de Recherche en Productique (*LRP*) *de l'Université de Batna en collaboration avec la société BENPACK* (*Z. I. Batna*) *qui fabrique des emballages métalliques pour peinture et produits chimiques.*

J'exprime ma sincère reconnaissance à mon encadreur Dr. BELKACEM BARKAT, de m'avoir encadré, soutenu et conseillé tout au long de ce travail.

Je remercie également Dr. MOHAMED CHADOULI BENDAAS, qui m'a conseillé et accueilli au sein de son entreprise BENPACK, Dr. HAKIM NACEUR pour ses nombreux conseils, sa gentillesse et sa serviabilité et Dr. MEKKI ASSAS directeur du Laboratoire LRP.

Mes remerciements vont aussi aux membres du jury, pour l'intérêt qu'ils ont montré en acceptant de rapporter cette thèse, à tous les enseignants du DÉPARTEMENT DE MÉCANIQUE, à Monsieur AMMAR LAHLAH qui m'a aidé à réaliser les essais d'emboutissage et à tous ceux qui m'ont aidé à réaliser ce travail.

Table des matières

Table des matières
Index des figures
Index des tableaux

INTRODUCTION GÉNÉRALE

Introduction générale 2

CHAPITRE I. GÉNÉRALITÉS SUR LE PROCÉDÉ D'EMBOUTISSAGE

I.1 Généralités sur la mise en forme des métaux 4
I.2 Généralités de l'emboutissage industriel 7
I.2.1 Définitions 7
I.2.1.1 Modes d'emboutissage 8
I.2.2 L'emboutissage en température 8
I.2.2.1 L'emboutissage à froid 9
I.2.2.2 L'emboutissage à chaud 9
I.2.3 Intérêts et débouchés 9
I.2.4 Matériaux et formes d'emboutis 9
I.2.4.1 Comportement du matériau lors de l'opération d'emboutissage 9
I.2.4.2 Formes des pièces emboutis 13
I.3 Caractérisation en emboutissage 14
I.3.1 Mesure de déformations en emboutissage 14
I.3.1.1 Principe et analyse des déformations 14
I.3.1.2 Courbes limites de formage 15
I.3.1.3 Mesure des déformations 15
I.3.1.4 Les modes de déformations 17
I.3.2 Essais d'emboutissage 18
I.3.2.1 Essais d'expansion Biaxiale 19
I.3.2.2 Essais de rétreint 19
I.3.2.3 Essais mixtes 19
I.3.3 Aspects métallurgiques d'emboutissage 20
I.3.3.1 Prise en compte de directions de laminage 20
I.3.3.2 Validité de ces critères 21
I.3.4 Aspects opératoires 22
I.3.4.1 Paramètres liés à la presse 22
I.3.4.2 Paramètres liés à la tôle 24
I.4 Formage incrémental des tôles 25
I.5 Conclusion 27

CHAPITRE II. MODÉLISATION NUMÉRIQUE D'EMBOUTISSAGE PAR ÉLÉMENTS FINIS

II.1 Introduction 29
II.2 Modélisation numérique de l'emboutissage 29
II.2.1 Approches incrémentales [Pol92] 29
II.2.1.1 Relations cinématiques 30
II.2.1.2 Équations constitutives 32
II.2.1.3 Formulation éléments finis 32
II.2.2 Approches simplifiées 34
II.2.2.1 Relations cinématiques 35

II.2.2.2 Équations constitutives 36
II.2.2.3 Formulation éléments finis 36
II.3 Méthodes de résolution utilisées dans les logiciels E.F. 37
II.3.1 Analyse statique implicite 37
II.3.2 Analyse dynamique explicite 38
II.3.3 Automatisation du modèle éléments finis [Aba05] 40
II.4 Conclusion 40

CHAPITRE III. ÉTUDE DE SENSIBILITÉS DES PARAMÈTRES D'EMBOUTISSAGE

III.1 Introduction 42
III.2 Principaux défauts rencontrés en emboutissage 43
III.3 Principaux paramètres du procédé d'emboutissage 45
III.3.1 Forme du flan initial 45
III.3.2 Effort de serrage 46
III.3.3 Propriétés du matériau 49
III.3.4 Force de retenue de joncs 49
III.3.5 Forme des surfaces d'habillage [Bat05] 51
III.3.6 Géométrie des outils 53
III.4 Conclusion 54

CHAPITRE IV. APPLICATIONS NUMÉRIQUES

IV.1 Introduction 56
IV.2 Emboutissage d'un godet axisymétrique 56
IV.2.1 Godet Numisheet'02 56
IV.2.1.1 Description du modèle 56
IV.2.1.2 Modélisation numérique 57
IV.2.1.3 Distribution des contraintes et des déformations 57
IV.2.1.4 Influence de la finesse du maillage 60
IV.2.1.5 Étude de l'influence des paramètres de procédé 61
IV.2.2 Cas industriels 63
IV.2.2.1 Description des modèles 63
IV.2.2.2 Modélisation numérique 65
IV.2.2.3 Distribution des contraintes et des déformations 66
IV.2.2.4 Influence de la finesse du maillage 70
IV.2.2.5 Étude de l'influence des paramètres d'emboutissage 71
IV.2.2.6 Tests expérimentaux 79
IV.3 Investigation pour une simulation tridimensionnelle 80
IV.3.1 Emboutissage de la boîte carrée (Numisheet'93) 80
IV.3.1.1 Description du problème 80
IV.3.1.2 Influence de la finesse du maillage 82
IV.3.1.3 Contrôle de la force de serrage 84
IV.3.1.4 Contrôle du coefficient de frottement 86
IV.4 Conclusion 87

CONCLUSION ET PERSPECTIVES

Conclusion et Perspectives 89
Annexe 91

BIBLIOGRAPHIE

Bibliographie 95

Index des figures

FIGURE 1. PRINCIPAUX PROCÉDÉS DE MISE EN FORME DES MATÉRIAUX MÉTALLIQUES. 4
FIGURE 2. PROCÉDÉ D'EMBOUTISSAGE. 4
FIGURE 3. PROCÉDÉ D'EMBOUTISSAGE AVEC FREINAGE DE LA TÔLE SOUS SERRE–FLAN. 5
FIGURE 4. RETOUR ÉLASTIQUE. 5
FIGURE 5. OUTILS D'EMBOUTISSAGE D'AILE D'UNE VOITURE (DOCUMENTATION *STAMPACK*, SOCIÉTÉ QUANTECH). 5
FIGURE 6. LIGNE DE PRESSES D'EMBOUTISSAGE. 6
FIGURE 7. LE PROCÉDÉ D'EMBOUTISSAGE EN CHIFFRES. 6
FIGURE 8. A) EMBOUTISSAGE PAR EXPANSION, B) EMBOUTISSAGE PROFOND AVEC RÉTREINT. 8
FIGURE 9. MODES DE DÉFORMATION DANS LE REPÈRE DES DÉFORMATIONS PRINCIPALES MAJEURE ET MINEURE. 10
FIGURE 10. EMBOUTISSAGE EN EXPANSION PURE TYPE ERICHSEN. 10
FIGURE 11. LES MODES DE DÉFORMATION SUR UN EMBOUTI. 11
FIGURE 12. PLISSEMENT DANS LA PARTIE LIBRE DE L'EMBOUTI. 12
FIGURE 13. EMBOUTISSAGE RENVERSÉ. 13
FIGURE 14. EMBOUTISSAGE DE PIÈCE DEMI SPHÉRIQUE. 13
FIGURE 15. EMBOUTIS RECTANGULAIRES. 14
FIGURE 16. COURBES LIMITES DE FORMAGE : *X*6*CR*17. 15
FIGURE 17. DIFFÉRENTES NATURE DE GRILLE DE DÉFORMATION. 16
FIGURE 18. EXEMPLE DE GRILLE DÉFORMÉE. 16
FIGURE 19. MESURE PAR MÉTHODE OPTIQUE *GOM*. 17
FIGURE 20. RÉSULTAS OBTENUS PAR *GOM*. 17
FIGURE 21. PRINCIPAUX MODES DE DÉFORMATION EN EMBOUTISSAGE ILLUSTRÉS PAR DES EMBOUTIS SERVANT À DES ESSAIS DE CARACTÉRISATION. 18
FIGURE 22. ESSAI SWIFT. 19
FIGURE 23. ESSAI FUKUI ET RUPTURE CARACTÉRISTIQUE. 20
FIGURE 24. HAUTEUR RELATIVE DES CORNES. 21
FIGURE 25. VARIATION DE L'ARRONDI SUR LA MATRICE. 23
FIGURE 26. AJOUT DE 2 À 3 *MM* POUR DÉTOURAGE. 25
FIGURE 27. ÉQUIPEMENT EXPÉRIMENTAL. 25
FIGURE 28. FORMAGE INCRÉMENTAL D'UN CÔNE. 26
FIGURE 29. POINÇON. 26
FIGURE 30. PIÈCE EN ALUMINIUM OBTENUE PAR LE FORMAGE INCRÉMENTAL. 27
FIGURE 31. CINÉMATIQUE DES GRANDES TRANSFORMATIONS. 30
FIGURE 32. DÉCOMPOSITION POLAIRE DE $[F_0]$. 31
FIGURE 33. FORCE ÉLÉMENTAIRE EXERCÉE SUR UN ÉLÉMENT DE SURFACE. 32
FIGURE 34. DESCRIPTION GÉNÉRALE DE L'APPROCHE INVERSE. 34
FIGURE 35. CINÉMATIQUE D'UNE COQUE MINCE EN EMBOUTISSAGE. 35
FIGURE 36. DISCRÉTISATION TEMPORELLE. 39
FIGURE 37. PRINCIPE DE FONCTIONNEMENT DU SCRIPT *PYTHON* SOUS *ABAQUS/CAE* ET *ABAQUS/VIEWER*. 40
FIGURE 38. CYCLE DE PRODUCTION D'UNE PIÈCE EMBOUTIE. 42
FIGURE 39. RUPTURE (*A*), RETOUR ÉLASTIQUE (*B*) ET PLISSEMENT (*C*) ET (*D*). 43
FIGURE 40. PRINCIPE DE LA SEGMENTATION ÉLASTIQUE DU SERRE–FLAN. 46
FIGURE 41. DIFFICULTÉS EN EMBOUTISSAGE ET INTÉRÊT DU CONTRÔLE DES EFFORTS SERRE–FLAN. 47
FIGURE 42. CONTRÔLE DES EFFORTS DE SERRAGE : (*A*) SUR LE SEGMENT 3, (*B*) SUR LE SEGMENT 4. 48
FIGURE 43. AVANTAGE DE LA FLEXIBILITÉ DU SERRE–FLAN ET DU CONTRÔLE LOCAL DE LA FORCE DE SERRAGE. 48
FIGURE 44. GÉOMÉTRIE D'UN JONC DE SERRAGE. 50
FIGURE 45. COUPELLE D'AMORTISSEUR : LIGNE DE JONCS DE SERRAGE. 50
FIGURE 46. COURBE DE PROFIL PCDE ET LES QUATRE VARIABLES GÉOMÉTRIQUES DE CONCEPTION. 52
FIGURE 47. VARIATION D'ÉPAISSEUR POUR LES PARAMÈTRES OPTIMAUX. 53
FIGURE 48. ÉVOLUTION DES FONCTIONS OBJECTIFS D'ÉPAISSEUR ET D'ASPECT. 53
FIGURE 49. OPTIMISATION DU RETOUR ÉLASTIQUE. 54
FIGURE 50. PARAMÈTRES GÉOMÉTRIQUES. 56
FIGURE 51. ÉLÉMENT DE COQUE AXISYMÉTRIQUE SAX1. 57
FIGURE 52. ÉVOLUTION DE L'ÉPAISSEUR DE L'EMBOUTI : (*A*) GODET NUMISHEET'02, (*B*) GODET [CHA07]. 58
FIGURE 53. CONTRAINTES : (*A*) RADIALES σ_r , (*B*) CIRCONFÉRENTIELLES σ_θ 59

FIGURE 54. ÉVOLUTION DES DÉFORMATIONS LOGARITHMIQUES ε_r ET ε_θ 60
FIGURE 55. INFLUENCE DU NOMBRE D'ÉLÉMENTS SUR L'ÉPAISSEUR DE L'EMBOUTI. 60
FIGURE 56. VARIATION DE L'ÉPAISSEUR DE LA TÔLE LE LONG DE SON RAYON AVEC DIFFÉRENTS DIAMÈTRES DU FLAN. 61
FIGURE 57. VARIATION DE L'ÉPAISSEUR DE LA TÔLE LE LONG DE SON RAYON AVEC DIFFÉRENTS COEFFICIENTS DE FROTTEMENT. 62
FIGURE 58. VARIATION DE L'ÉPAISSEUR DE LA TÔLE LE LONG DE SON RAYON AVEC DIFFÉRENTES FORCES DE SERRAGE. 62
FIGURE 59. APPLICATIONS INDUSTRIELLES : FOND (*A*) ET COUVERCLE (*B*) D'UNE BOÎTE À PEINTURE. 63
FIGURE 60. PRESSE D'EMBOUTISSAGE. 64
FIGURE 61. COURBE D'ÉCROUISSAGE. 64
FIGURE 62. DONNÉES GÉOMÉTRIQUES *CAS* 1. 65
FIGURE 63. DONNÉES GÉOMÉTRIQUES *CAS* 2. 65
FIGURE 64. ÉVOLUTION DE L'ÉPAISSEUR DE L'EMBOUTI (*CAS* 1 ET 2). 66
FIGURE 65. DISTRIBUTION DES CONTRAINTES POUR *CAS* 1 : (*A*) σ_r , (*B*) σ_θ 67
FIGURE 66. ÉVOLUTION DES DÉFORMATIONS LOGARITHMIQUES POUR *CAS* 1 : (*A*) ε_r , (*B*) ε_θ 68
FIGURE 67. DISTRIBUTION DES CONTRAINTES POUR *CAS* 2 : (*A*) σ_r , (*B*) σ_θ 69
FIGURE 68. ÉVOLUTION DES DÉFORMATIONS LOGARITHMIQUES POUR *CAS* 2 : (*A*) ε_r , (*B*) ε_θ 70
FIGURE 69. INFLUENCE DU NOMBRE D'ÉLÉMENTS SUR L'ÉPAISSEUR DE L'EMBOUTI (*CAS* 1 ET 2). 71
FIGURE 70. VARIATION DE L'ÉPAISSEUR DE LA TÔLE LE LONG DE SON RAYON AVEC DIFFÉRENTS DIAMÈTRES DU FLAN (*CAS* 1 ET 2). 72
FIGURE 71. VARIATION DE L'ÉPAISSEUR DE LA TÔLE LE LONG DE SON RAYON AVEC DIFFÉRENTES FORCES DE SERRAGE (*CAS* 1 ET 2). 73
FIGURE 72. VARIATION DE L'ÉPAISSEUR DE LA TÔLE LE LONG DE SON RAYON AVEC DIFFÉRENTS COEFFICIENTS DE FROTTEMENT (*CAS* 1 ET 2). 74
FIGURE 73. VARIATION DE L'ÉPAISSEUR DE LA TÔLE LE LONG DE SON RAYON AVEC DIFFÉRENTS JEUX (POINÇON/MATRICE) (*CAS* 1 ET 2). 75
FIGURE 74. VARIATION DE L'ÉPAISSEUR DE LA TÔLE LE LONG DE SON RAYON AVEC DIFFÉRENTS RAYONS DE CONGÉ DE LA MATRICE (*CAS* 1 ET 2). 76
FIGURE 75. VARIATION DE L'ÉPAISSEUR DE LA TÔLE LE LONG DE SON RAYON AVEC DIFFÉRENTS RAYONS DE CONGÉ DU POINÇON (*CAS* 1 ET 2). 77
FIGURE 76. VARIATION DE L'ÉPAISSEUR DE LA TÔLE LE LONG DE SON RAYON AVEC DIFFÉRENTES PROFONDEURS (*CAS* 1 ET 2). 78
FIGURE 77. INFLUENCE DU SERRAGE ET DE LA PROFONDEUR SUR L'APPARITION DES PLIS SUR LE BRIN LIBRE. 79
FIGURE 78. CARACTÉRISTIQUES GÉOMÉTRIQUES. 80
FIGURE 79. ÉLÉMENT DE COQUE QUADRANGULAIRE S4R. 80
FIGURE 80. PROFILS ÉTUDIÉS *AB* ET *AC*. 81
FIGURE 81. DISTRIBUTION DE LA CONTRAINTE DE VON MISES SUR LA PEAU SUPÉRIEURE. 82
FIGURE 82. DISTRIBUTION DES DÉFORMATIONS LOGARITHMIQUES SUR LA PEAU SUPÉRIEURE : (A) ε_1 , (B) ε_2 82
FIGURE 83. INFLUENCE DU NOMBRE D'ÉLÉMENTS SUR L'ÉPAISSEUR DE L'EMBOUTI (*AB* ET *AC*). 83
FIGURE 84. INFLUENCE DE L'EFFORT DE SERRAGE SUR L'ÉPAISSEUR DE LA TÔLE 84
FIGURE 85. VARIATION DE L'ÉPAISSEUR DE LA TÔLE LE LONG DES CHEMINS *AB* ET *AC* AVEC DIFFÉRENTES FORCES DE SERRAGE. 85
FIGURE 86. VARIATION DE L'ÉPAISSEUR DE LA TÔLE LE LONG DES CHEMINS *AB* ET *AC* AVEC DIFFÉRENTS COEFFICIENTS DE FROTTEMENT. 86

Index des tableaux

TABLEAU 1. CARACTÉRISTIQUES DES DIFFÉRENTES CATÉGORIES DE TÔLES. 12
TABLEAU 2. OPTIMISATION DES PROPRIÉTÉS MATÉRIAU. 49
TABLEAU 3. PARAMÈTRES MATÉRIELS. 56

Notations

SYMBOLES UTILISÉS :

$\boldsymbol{A} = [A]$	matrice
$\boldsymbol{x} = \{x\}$	matrice colonne : vecteur
$< x >= \{x\}^T$	matrice ligne (transposé du vecteur $\boldsymbol{x}$)
$\boldsymbol{A} = [B]^{-1}$	matrice inverse
$f_{,x} = \partial f / \partial x$	dérivée partielle
$\|\boldsymbol{x}\|$	norme de $\boldsymbol{x}$
δ	utilisé pour définir une quantité virtuelles (exemple $\delta\boldsymbol{u}$)
$\boldsymbol{B}$	matrice reliant les déformations aux variables nodales
$\boldsymbol{B}_m, \boldsymbol{B}_f$	matrice des déformations de membrane, de flexion
$\boldsymbol{C} = \boldsymbol{H}_e^{-1}$	matrice de souplesse
$\boldsymbol{C}_0$	tenseur Lagrangien des dilatations
C^0, C	configuration initiale, actuelle
c_d	vitesse de propagation d'onde dans le matériau
D	diamètre du flan initial
d	diamètre du poinçon
df	force élémentaire
dS, dV	élément de surface, de volume
E	module d'Young
elt	élément
$\boldsymbol{F}_0$	tenseur de gradient de déformation
$\boldsymbol{F}_{int}, \boldsymbol{F}_{ext}$	vecteur des sollicitations globales internes, externes
$\boldsymbol{f}$	force
$\boldsymbol{f}_S, \boldsymbol{f}_V$	force surfacique, de volume
$\boldsymbol{H}_e$	matrice de comportement élastique
h_0, h	épaisseur initiale, actuelle de la tôle
Jeu	jeu entre outils
J_0	Jacobien
$\boldsymbol{K}$	matrice tangente
K	paramètre de la loi d'écrouissage de Swift
k	coefficient en fonction de (d/D)
L_e	longueur de la diagonale de l'élément
$\boldsymbol{M}$	matrice de transformation ou masse globale
$\boldsymbol{M}^e$	matrice masse élémentaire
$\boldsymbol{N}_n$	matrice des fonctions de forme
$\boldsymbol{n}$	vecteur unitaire normal à une surface ou à un contour
n	paramètre de la loi d'écrouissage de Swift
P	effort d'emboutissage
$Prof$	profondeur d'emboutissage
p	pression spécifique

Q	force de serrage
$\boldsymbol{R}(U)$	vecteur des résidus
R_m	résistance à la rupture en traction
r_p, r_m	arrondi sur poinçon, sur matrice
r, r_n	coordonnée polaire cylindrique ou coefficient d'anisotropie, d'anisotropie moyen
$\boldsymbol{S}_0$	tenseur des contraintes Lagrangien
S	surface
$\boldsymbol{T}$	tenseur des contraintes mi–Lagrangien mi–Euler
$\boldsymbol{t}$	vecteur unitaire (direction de glissement)
t	paramètre temps
U	vecteur des degrés de liberté (ddl) assemblés
$\boldsymbol{u} = < u \;\; v \;\; w >^T$	vecteur de déplacement
$\boldsymbol{u}_n$	vecteur des degrés de liberté d'un élément
$\dot{u}, \ddot{u}$	vecteur vitesse, accélération
V	volume
W_{int}, W_{ext}	travail virtuel interne, externe
$\delta\boldsymbol{e}, \delta\boldsymbol{\chi}$	vecteur des déformations virtuelles de membrane, de flexion
Δr	coefficient moyen d'anisotropie plane
Δu	pas ou variation de déplacement
$\Delta t, \Delta t^l$	pas de temps, pas de temps limite
ε_0	paramètre de la loi d'écrouissage de Swift
$\boldsymbol{\varepsilon}, \boldsymbol{\varepsilon}_p$	vecteur des déformations, des déformations plastiques
$\varepsilon_1, \varepsilon_2, \varepsilon_3$	déformations principales
$\varepsilon_r, \varepsilon_\theta$	déformations radiales, circonférentielles
ε_p	déformation plastique équivalente
$\lambda_1, \lambda_2, \lambda_3$	élongations principales
ρ	masse volumique
σ_{eq}	contrainte équivalente (Von Mises)
σ_r, σ_θ	contraintes radiales, circonférentielles
μ	coefficient de frottement de Coulomb
ν	coefficient de Poisson

INTRODUCTION GÉNÉRALE

Introduction générale

Le présent travail représente une première initiative de recherche et d'investigation sur la simulation numérique de l'emboutissage des tôles minces en vue de l'optimisation des paramètres géométriques et mécaniques dans ce procédé. La réussite d'une opération d'emboutissage nécessite la maîtrise de nombreux paramètres liés au type de matériau, à la géométrie des outils et de la tôle, aux conditions opératoires (efforts appliqués, vitesse, lubrification). Elle requiert une connaissance approfondie des modes de sollicitations que subit le métal. Il en résulte que le contrôle de l'écoulement de la matière par l'intermédiaire du serre–flan, est un art nécessitant des personnes de métier très qualifiées afin d'empêcher la formation des plis et/ou des déchirures de la pièce, en ajustant localement et en fonction du temps la pression de serrage. Le glissement de la tôle peut être contrôlé en utilisant soit des joncs de retenue ou un serre–flan déformable voire flexible.

Notre objectif principal est d'étudier et montrer, par une simulation numérique d'emboutissage en utilisant le code de calcul *ABAQUS*, l'influence des paramètres du procédé d'emboutissage tels que : l'effort de serrage, le coefficient de frottement, la géométrie du flan, la géométrie des outils et la profondeur d'emboutissage, sur des pièces embouties réalisées chez *BENPACK*. Une série de tests expérimentaux sera effectuée sur des presses d'emboutissage de *BENPACK* afin de confronter les résultats obtenus avec ceux de la simulation, ce travail n'a pas été achevé, faute de moyens, mais les projections futures de la continuité de ce travail sont mises en clair.

Un des aspects principaux de ce travail consiste à établir une étude de sensibilités des principaux paramètres qui influent directement sur la qualité du produit fini. Plusieurs applications académiques et industrielles ont été étudiées, elles représentent des benchmarks de validation de l'étude de sensibilités de quelques paramètres tels que : l'effort de serrage, taille de flan, frottement,…

Le plan de rédaction de la thèse est le suivant :

• Nous commençons par un premier chapitre présentant le principe d'emboutissage et des généralités sur : les modes d'emboutissage, les matériaux emboutissables et les formes d'emboutis, suivi d'une présentation des essais et de la mesure de déformations en emboutissage, ensuite, une description de l'aspect métallurgique (coefficient d'anisotropie et d'écrouissage) et de l'aspect opératoire : il s'agit des paramètres liés à la presse et liés à la tôle. Ce chapitre sera finalisé par une présentation du procédé d'emboutissage (formage) incrémental.

• Le deuxième chapitre traite de la modélisation numérique d'emboutissage par la méthode des éléments finis EF. Nous présentons les principales méthodes d'analyses basées sur les approches incrémentales (logiciel *ABAQUS*) et simplifiées (*FASTFORM*) ainsi que leurs équations constitutives et leur formulation éléments finis, suivi des méthodes de résolution utilisées dans les codes éléments finis : analyse statique implicite et dynamique explicite. Comme nous avons choisi *ABAQUS* pour nos simulations, une description du principe de fonctionnement et des interactions possible du langage *Python* avec *ABAQUS*/*Cae* et *ABAQUS*/*Viewer* est présentée à la fin de ce chapitre.

• Le troisième chapitre qui représente l'originalité de cette thèse, est consacré à l'étude de sensibilités des paramètres d'emboutissage en utilisant la méthode des E.F. par l'utilisation du logiciel *ABAQUS*, où nous présentons les principaux défauts rencontrés en emboutissage, suivi d'une citation des travaux de recherche récents étudiant la sensibilité et l'optimisation des principaux paramètres d'emboutissage.

• Le quatrième chapitre est consacré à la validation numérique, nous présentons trois applications axisymétriques dont la première représente un benchmark international (*Numisheet*'02) et les deux suivantes sont des cas industriels proposés par la société *BENPACK*, suivi d'une application tridimensionnelle représentée par l'emboutissage de la boîte carrée de la conférence internationale *Numisheet*'93.

Une discussion des principaux résultats avec des propositions de travaux futurs pour la poursuite des investigations sur le procédé d'emboutissage est faite au dernier chapitre.

CHAPITRE I. GÉNÉRALITÉS SUR LE PROCÉDÉ D'EMBOUTISSAGE

I.1 Généralités sur la mise en forme des métaux

Il existe trois voies principales de mise en forme selon l'état de départ du matériau métallique (le moulage, le façonnage et le frittage). La Figure 1 récapitule les principaux procédés de mise en forme des métaux utilisés actuellement. Parmi les techniques de formage sans enlèvement de matière des métaux en feuilles on trouve le procédé d'emboutissage. Il est l'un des procédés de mise en forme des tôles minces le plus ancien et le plus répandu dans le milieu industriel [**Fel00**].

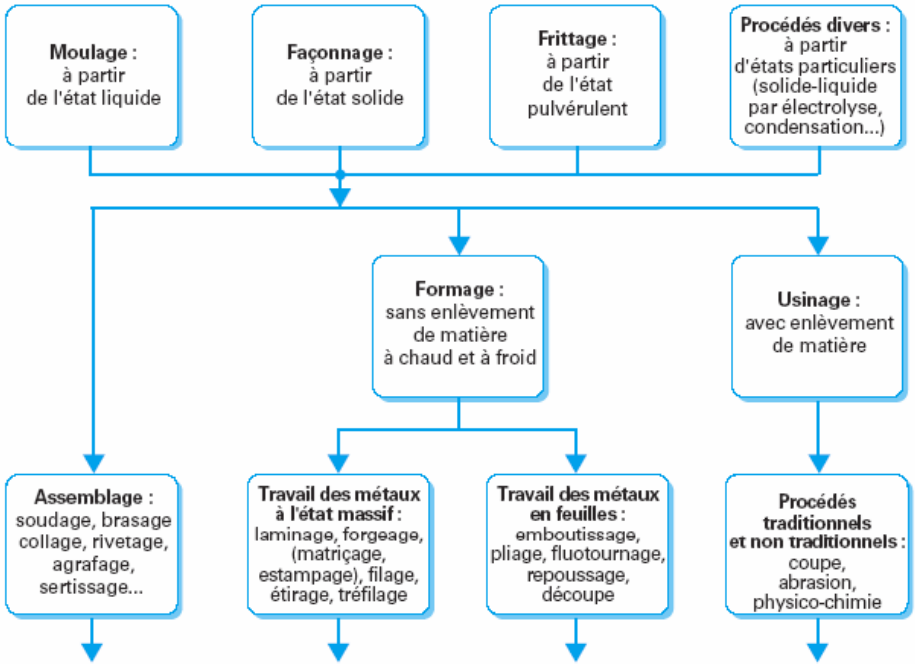


Figure 1. Principaux procédés de mise en forme des matériaux métalliques.

L'emboutissage consiste alors à fabriquer, à partir d'un *flan* plan de faible épaisseur, une pièce de forme complexe généralement non développable. Le flan étant plaqué, avec une certaine force contre la *matrice*, par le *serre–flan* et mis en forme par avancée du *poinçon* à l'aide d'une presse.

Nous pouvons présenter le procédé d'emboutissage comme suit (Figure 2 et 3) :

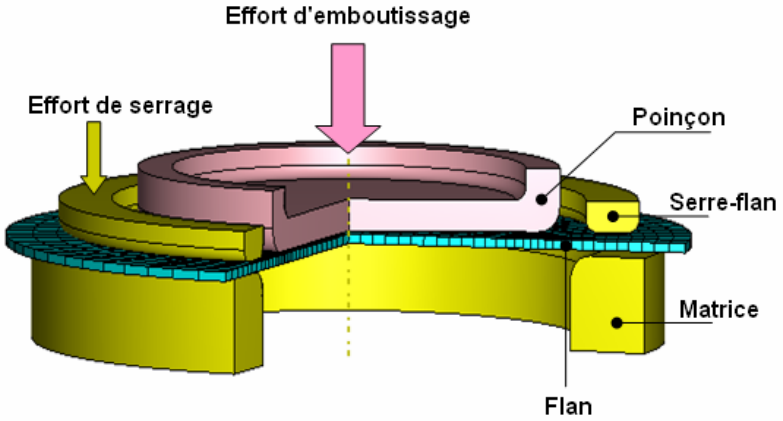


Figure 2. Procédé d'emboutissage.

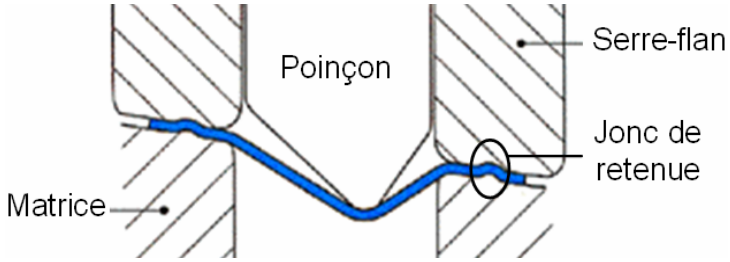


Figure 3. Procédé d'emboutissage avec freinage de la tôle sous serre–flan.

Le processus d'emboutissage se décompose de la manière suivante :

— Définition de la direction d'emboutissage ;

— Définition du contour et de la position du flan initial ;

— Descente du serre–flan pour plaquer la tôle sur la matrice ;

— Mise en forme de la tôle par avancée du poinçon ;

— Découpage des habillages de l'embouti afin d'obtenir la pièce finale.

Au cours de l'opération d'emboutissage, le flan est tout d'abord pincé entre la matrice et le serre–flan puis, lorsque le serrage est effectué, le poinçon descend à l'intérieur de la matrice entraînant ainsi le métal dans sa course et l'obligeant à épouser son contour sous l'effet des tensions engendrées par la retenue du serre–flan. Comme pour tous les procédés de formage, l'opération d'emboutissage engendre de grandes déformations dans la tôle. Si les conditions opératoires ne sont pas optimales, ces déformations conduisent à des défauts comme la rupture, le plissement et des distorsions géométriques dues au retour élastique (Figure 4).

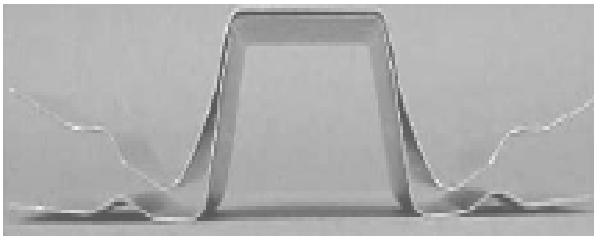


Figure 4. Retour élastique.

Le procédé d'emboutissage est important dans les divers secteurs industriels : transport, carrosserie automobile (Figure 5), appareils électroménagers, emballages métalliques, etc. Un des intérêts principaux expliquant le succès de ce procédé réside dans la variété des composants réalisables et la cadence de production élevée.

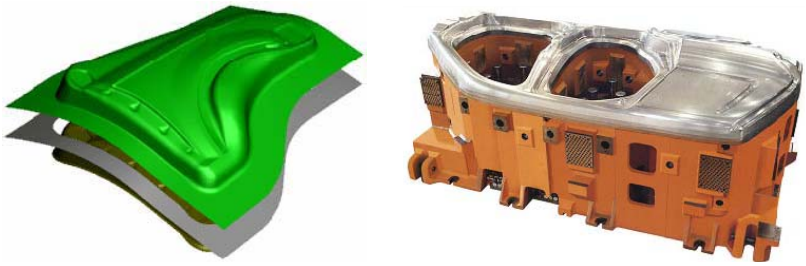


Figure 5. Outils d'emboutissage d'aile d'une voiture (Documentation *STAMPACK*, Société QUANTECH).

L'opération d'emboutissage peut se faire à froid ou à chaud, par l'intermédiaire d'une presse ou d'une ligne des presses lorsque plusieurs opérations sont nécessaires (Figure 6), [**Sie00**].

Figure 6. Ligne de presses d'emboutissage.

D'après une étude du Service des Études et des Statistiques Industrielles en 2004 du Ministère de l'Économie des Finances et de l'Industrie de France, les entreprises travaillant dans le secteur découpage emboutissage, occupent la première place des fournisseurs de pièces et d'équipements automobile, avec 47% des investissements (Figure 7), [**Ses04**].

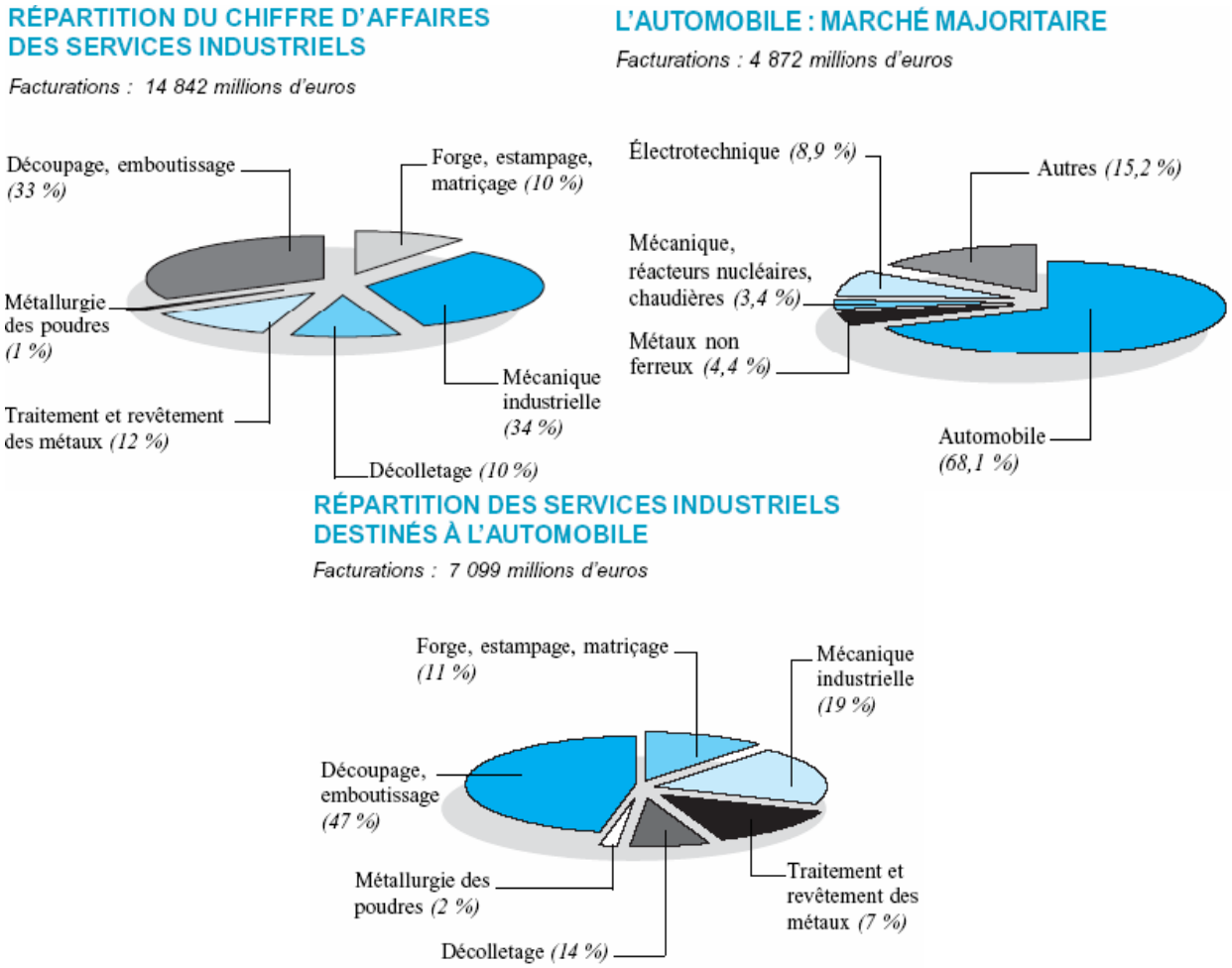


Figure 7. Le procédé d'emboutissage en chiffres.

Le secteur découpage emboutissage, qui est la deuxième grande composante des services industriels en terme de chiffre d'affaires (33%), est caractérisé par sa forte corrélation avec l'industrie automobile qui représente plus des deux tiers de ses débouchés (68.1%). Les fournisseurs de cette branche bénéficient tout naturellement de la demande en provenance de ce secteur. Mais ils doivent suivre les orientations stratégiques des constructeurs automobiles et les nouveaux besoins des consommateurs [**Ses04**].

Comme pour tous les procédés de mise en forme des matériaux métalliques (estampage, découpage, pliage, forgeage, fonderie, etc.) les exigences actuelles sont de plus en plus grandes, et la compétition industrielle se joue désormais en grande partie sur la qualité des produits et la fiabilité du procédé.

A cet égard, les entreprises se tournent de plus en plus vers les innovations du procédé afin d'identifier les technologies clés pour :

— Améliorer la qualité des pièces embouties et la flexibilité des outils ;

— Réduire les coûts de la production ;

— Améliorer la productivité et la compétitivité.

Les principaux paramètres du procédé sont :

— L'épaisseur initiale de la tôle ;

— La loi de comportement du matériau et l'anisotropie de ce dernier ;

— La vitesse du poinçon ;

— La position du flan initial et le dimensionnement du contour initial ;

— La force de serrage serre–flan et les coefficients de frottement, ainsi qu'éventuellement la forme et la position de joncs (Figure 3).

La réalisation d'un emboutissage s'avère donc complexe, et sa réussite est souvent liée à l'expérience. En effet, l'emboutissage se définit, rappelons–le, par une transformation permanente d'une feuille de métal en une forme tridimensionnelle par l'action d'outils.

Ce qui permet de mettre en exergue les aspects suivants :

— Les grandes transformations géométriques d'une structure mince ;

— Le comportement élastoplastique anisotrope du matériau ;

— Les contacts et frottements entre les outils et la tôle.

Ainsi, nombreux sont ceux qui, désireux de connaître mieux le processus afin de l'améliorer, ont développés des aides à la conception des outils et autres outils d'analyses et de simulation.

Nous pouvons répertorier des méthodes géométriques, expérimentales et analytiques sur des formes simples. Plus proche de nous, l'ordinateur et l'avènement de la méthode des éléments finis, qui ont permis le développement du calcul numérique, ont mené à la création de logiciels permettant la simulation de crashs, via la recherche militaire, et le calcul des structures. A partir de ces codes, des progiciels de simulation numérique d'emboutissage des tôles sont apparus.

I.2 Généralités de l'emboutissage industriel

I.2.1 Définitions

L'emboutissage industriel est un procédé de formage en série par déformation à chaud ou à froid des métaux visant à transformer une tôle en une pièce plus ou moins creuse de surface non développable.

Dans le cas d'emboutissage de tôles minces, cette dernière se présente sous la forme d'une feuille de moins de 3 *mm* d'épaisseur, appelé flan. Ce mode de formage s'effectue sur une presse au moyen d'un outillage dont la configuration détermine l'effet obtenu sur le flan :

— *Outils à simple effet* : configuration la plus simple, composée principalement d'une matrice et d'un poinçon.

— *Outils double effet* : comprend en plus de l'outil simple effet, un serre–flan.

I.2.1.1 Modes d'emboutissage

L'emboutissage impose à la tôle différents modes de déformation dont le but est l'obtention d'une surface creuse. Le type d'outillage conditionne les deux cas limites de déformation :

L'expansion : c'est l'accroissement du diamètre d'un corps creux, par action sur sa paroi interne à l'aide d'un outil, d'un fluide ou d'un matériau élastique. Le schéma (Figure 8–*a*) met en évidence un emboutissage par expansion sur le poinçon, le flan étant bloqué sous le serre–flan, l'épaisseur sous le poinçon diminue.

Le rétreint : c'est la réduction diamétrale de l'extrémité ouverte d'un corps creux. Le schéma (Figure 8–*b*) montre un emboutissage profond avec rétreint du métal glissant sous le serre–flan, l'épaisseur entre serre–flan et matrice peut augmenter.

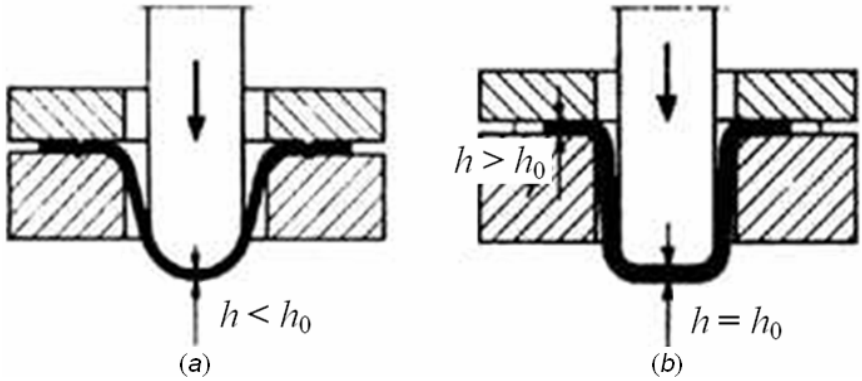


Figure 8. a) Emboutissage par expansion, b) Emboutissage profond avec rétreint.

L'art de l'emboutissage consiste à réaliser le meilleur compromis entre ces deux modes de déformation et à optimiser ainsi l'écoulement du métal entre le poinçon, la matrice et le serre–flan.

Remarque :

— L'épaisseur de la pièce finie diffère de l'épaisseur du flan, l'épaisseur du fond de la pièce étant proche de celle du flan. Aux endroits de passage du fond à la paroi latérale on peut constater un amincissement de 10 à 25%, et près de la face d'about un épaississement de 15 à 25%.

— Le critère industriel de faisabilité de pièces automobiles est donné par :

$-25\% \leq Variation\ d'épaisseur \leq +15\%$: Si on est en dessous de la limite inférieure on a une déchirure, si on est en dessus de la limite supérieure, alors, on a des plis.

— La valeur de l'amincissement dans la zone de passage du fond à la paroi est fonction du rayon du congé des angles de la matrice et du poinçon, du degré de déformation, du jeu entre la matrice et le poinçon, de l'effort de serrage, elle dépend aussi des conditions de frottement de contact [**Pol87**].

I.2.2 L'emboutissage en température

Il existe deux techniques d'emboutissage :

I.2.2.1 L'emboutissage à froid

Cette technique consiste à former une pièce à température ambiante. Elle est principalement utilisée sur un outillage double effet mais peut aussi l'être sur un outillage simple effet dans le cas où les emboutis sont peu profonds ou s'ils nécessitent peu d'effort de serrage. Ce type de formage permet d'obtenir une meilleure précision dimensionnelle, limite les coûts et évite la formation d'oxyde. Néanmoins, l'épaisseur des tôles à emboutir ainsi que les caractéristiques mécaniques sont à l'origine des limitations de cette technique. En effet, il devient nécessaire pour les grandes épaisseurs d'effectuer l'emboutissage en plusieurs passes. A ceci, il faut ajouter d'une part l'effet de l'écrouissage apparaissant lors de la mise en forme et se traduisant par un durcissement structural et une baisse de la ductilité. D'autre part, la création de contraintes résiduelles au sein de la pièce finie en limite ses applications (risque de rupture fatigue).

I.2.2.2 L'emboutissage à chaud

Principalement utilisé sur presses hydrauliques simple ou double effet, le formage de fonds de réservoir en acier est le plus important domaine d'application. Cette technique facilite la déformation du matériau, permet l'emboutissage de pièces profondes par chauffage du flan (et de la matrice) et évite l'écrouissage et la formation de contraintes résiduelles. Les cadences de production de l'emboutissage à chaud sont moins élevées que celles de l'emboutissage à froid du fait de l'inertie de chauffage. De plus les pièces finies sont de moins bonne qualité, que ce soit au niveau de l'état de surface ou du dimensionnement. Enfin, cette technique nécessite des mises au point de la sécurité plus importantes.

I.2.3 Intérêts et débouchés

L'emboutissage sous presse présente de nombreux intérêts tant par son aspect économique que qualitatif : Cette technique de mise en oeuvre offre un bas prix de revient et permet des cadences de production très élevées : 100 à 200 pièces par heure pour des pièces de gros volumes (carrosserie automobile) et jusque 3000 à 4000 pièces par heure pour des petites pièces (renfort, capuchon de réservoir) [**Was70**]. L'écrouissage résultant des déformations imposées par la tôle donne des caractéristiques supérieures à celle du flan. Ces fortes caractéristiques permettent un allègement des pièces. La qualité de l'état surface d'une pièce brute d'emboutissage est nettement supérieure à celle des pièces coulées. L'esthétique des pièces embouties en est donc bien supérieure et les travaux de finition tel que le polissage sont moins lourds à gérer et surtout moins coûteux.

Les débouchés de cette technique de mise en forme sont donc extrêmement larges. Nous noterons notamment la présence de l'emboutissage dans les domaines :

— *Des transports* : que ce soit dans le domaine de l'automobile, des transports routiers ou des deux roues, l'emboutissage intervient pour de très nombreuses pièces extérieures (carrosserie) et intérieures (renforts).

— *De l'électroménager* : radiateurs, machines à laver, ballon d'eau chaude,…

— *Du sanitaire* : lavabos métalliques, bacs de couches,…

— *De l'emballage* : boîtes de boisson, conserves,…

— *Des pièces mécaniques* : des biens de consommation courante,…

I.2.4 Matériaux et formes d'emboutis

La technique d'emboutissage permet de mettre en forme de nombreux matériaux que ce soit des aciers, des alliages non ferreux ou des pâtes. Néanmoins, la mise en oeuvre d'une tôle nécessitera certains réglages ou certaines actions préalables dépendant de la nature même du matériau.

I.2.4.1 Comportement du matériau lors de l'opération d'emboutissage

Au cours de l'opération d'emboutissage des tôles minces, différents modes des sollicitations peuvent apparaître dans certaines zones de l'embouti, conduisant à la formation d'ondulations que nous

désignerons généralement sous le nom *plis* ou à des amincissements conduisant à la rupture. Pour un matériau donné, ces capacités de déformation peuvent différer fortement d'un mode à l'autre et c'est la raison pour laquelle nous aborderons l'étude de la formabilité des tôles par la définition de ces différents modes (Figure 9) [**Col02b**] :

— Expansion biaxiale ;

— Traction uniaxiale ;

— Cisaillement pur ;

— Rétreint ;

— Compression uniaxiale.

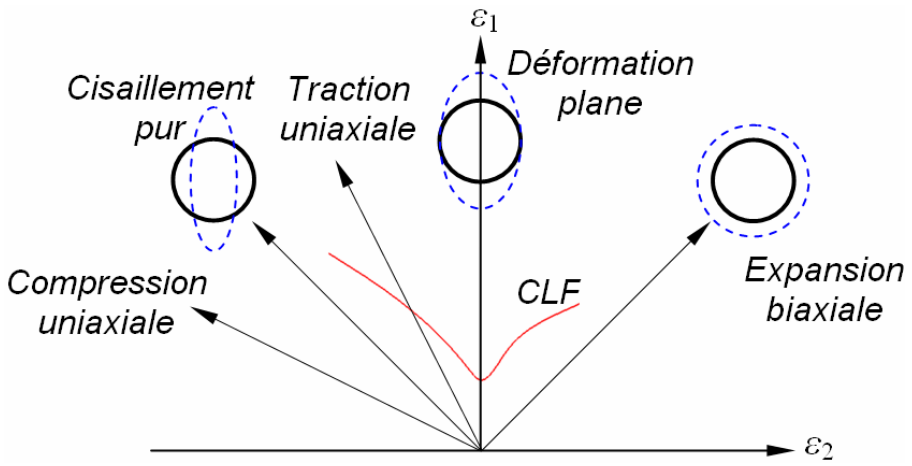


Figure 9. Modes de déformation dans le repère des déformations principales majeure et mineure.

La Figure 10 met en évidence un emboutissage par expansion pure type Erichsen. La tôle est soumise à l'action d'un poinçon hémisphérique alors que le métal du flan est bloqué sous le serre–flan : la surface du flan a donc augmenté au détriment de son épaisseur. Les conditions de lubrification ont peu d'influence sur l'évolution de l'aire de contact et sur la force d'emboutissage, mais beaucoup sur la déformation plastique. A faible frottement, l'amincissement est maximal au pôle de l'embouti où se produit la rupture. Plus le frottement augmente, plus l'amincissement s'éloigne du pôle [**Fel94**].

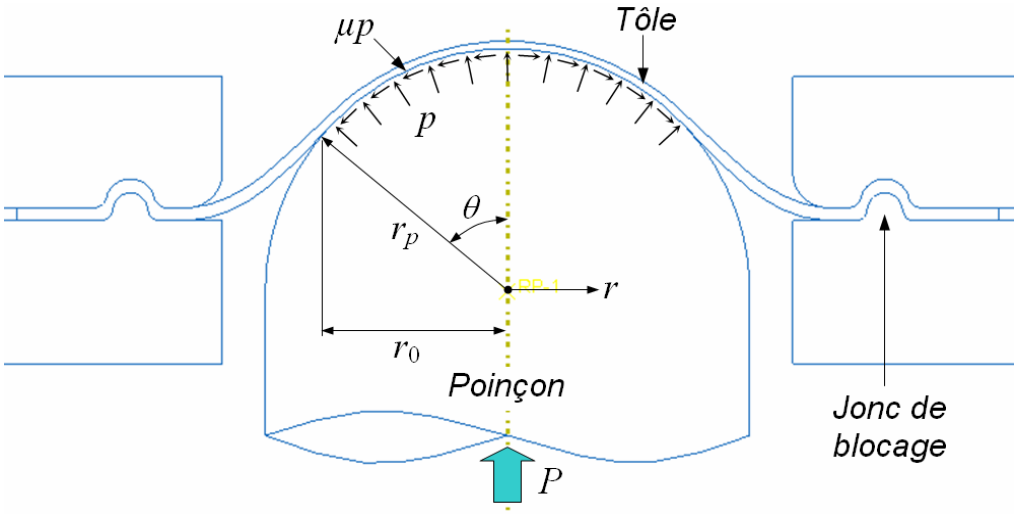


Figure 10. Emboutissage en expansion pure type Erichsen.

La Figure 11 montre une situation d'emboutissage profond, sur lequel nous identifions plusieurs secteurs et principaux modes de déformation (rétreint, expansion, flexion, pliage, etc.). Le secteur sous serre–flan

repéré *Rétreint* subit une compression circonférentielle, qui résulte de l'avalement du métal dans la partie semi–circulaire de la matrice. La bordure initiale de se secteur se raccourcit au fur et à mesure que le poinçon descend. Nous sommes ainsi en présence d'une contraction de la matière conduisant à la formation des ondulations si les contraintes de compression dépassent une valeur critique. La partie inférieure du flan qui a été poussée par le poinçon subit une traction biaxiale (bi–expansion). La partie verticale qui joint la partie en contact avec le poinçon et celle en contact avec la matrice subit une traction plane. Une partie de la tôle peut passer de la zone sous le serre–flan à la zone en traction simple, elle subit alors un phénomène de flexion alternée (cambrage–décambrage) en passant le rayon de la matrice [**Fel94**].

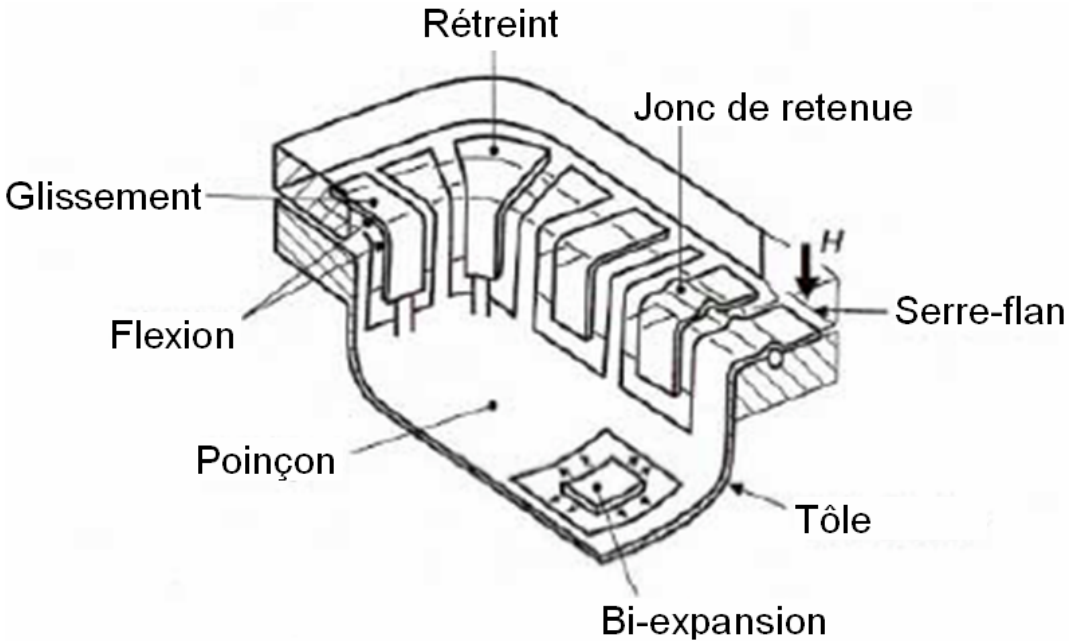


Figure 11. Les modes de déformation sur un embouti.

Dans le cas d'un godet conique (Figure 12–*a*), la partie libre de l'embouti située entre la matrice et le poinçon se contracte parce que le rayon R de l'arc *ab* qui se déplace en *a'b'* diminue. Il en résulte des contraintes de compression circonférentielles, qui peuvent atteindre des valeurs critiques conduisant à la formation des plis (Figure 12–*b*).

Pour éviter ce type de problèmes la meilleure réponse consiste à limiter autant que possible les brins libres dans les zones centrales des pièces, avec des presseurs ou en utilisant des systèmes appliquant une pression sur la face intérieure (hydroformage ou élastoformage). Mais cela n'est bien sûr pas toujours possible.

Les métaux en feuille sont très sensibles à ces modes de déformation. Ainsi, de ce fait l'art de l'emboutissage consiste à réaliser le meilleur compromis entre ces modes et à optimiser l'écoulement du métal entre le poinçon, la matrice et le serre–flan.

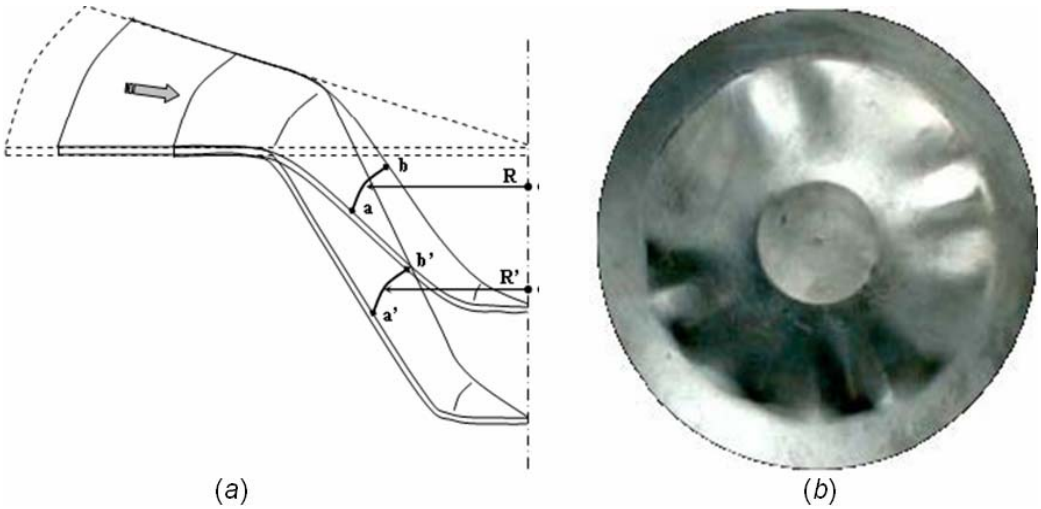


Figure 12. Plissement dans la partie libre de l'embouti.

Deux grandes familles de matériaux largement utilisés en industrie [**Was70**] :

a) *Les aciers* :

Les techniques modernes de laminage permettent d'obtenir des tôles d'acier très minces, avec une surface propre et lisse, une structure homogène et une gamme de caractéristiques mécaniques adaptées aux exigences de l'emboutissage. Ces tôles sont classées en trois catégories : *tôle de fabrication courante* (*TC*), *tôle d'emboutissage* (*E*), et *tôle d'emboutissage spéciale* (*ES*) (Tableau 1).

	Résistance à la rupture (*daN/mm²*)	Allongement (%)	Dureté Rockwell
TC	42	24	65
E	38	30	57
ES	35	36	50

Tableau 1. Caractéristiques des différentes catégories de tôles.

Les *aciers inoxydables* se comportent différemment de l'*acier doux* en raison de la présence de nickel et de chrome. Ainsi les vitesses d'emboutissage doivent être plus lentes que pour l'acier, le métal s'écrouissant plus rapidement.

b) *Les alliages non ferreux* :

— *Les laitons* : Les plus couramment utilisés sont ceux désignés sous le nom de 60/40 (avec addition de plomb pour les utilisations en horlogerie et sans addition pour les pièces optique, de sidérurgie) et de 72/28 (pour l'emboutissage extra profond. Cette qualité (72% cuivre, 28% de zinc) est employée pour la fabrication de cartouches et de douilles évitant des opérations de recuit).

— *L'aluminium et ses alliages* : ces alliages s'écrouissant à l'emboutissage, l'étirage le plus profond ne s'obtient qu'avec les qualités les plus douces. On peut toutefois obtenir des emboutis peu profond avec des qualités plus dures.

— *Le cuivre* : non allié à un autre élément, le cuivre rouge possède d'excellentes qualités d'emboutissage extra profonds, souvent supérieures à celles du laiton ou de l'acier spécial.

— *Le zinc* : il s'emboutit facilement mais, dans le cas d'emboutissage de forme complexe, il est nécessaire de le chauffer entre 100° et 150°*C*.

— *Le nickel et ses alliages* : ils possèdent d'excellentes qualités d'emboutissage. Les plus couramment utilisées sont ceux contenant 60 à 65% de cuivre, 20 % de zinc, et 15 à 20 % de nickel.

— *Le magnésium* : c'est le plus léger des métaux utilisés dans l'industrie. A température ambiante le magnésium ne peut être embouti que dans certaines limites. Pour réaliser des pièces semblables à celles obtenues avec l'acier, il est indispensable de chauffer de 200° à 500°*C* en fonction de la qualité d'emboutis souhaités.

— *Le titane* : ce métal se comporte comme le magnésium : les flans doivent être chauffés entre 200° et 350°*C*, selon s'il s'agit de titane pure ou d'un alliage. La matrice et le poinçon sont également chauffés pour éviter le choc thermique auquel le métal est sensible.

I.2.4.2 Formes des pièces emboutis

D'une façon générale, les pièces embouties sont de forme simple telle que cylindrique, conique, sphérique ou prismatique. Cependant, ces formes simples sont déjà relativement difficiles à réaliser et ne sont généralement réalisables qu'avec un emboutissage par étapes, c'est à dire un emboutissage où la forme désirée n'est obtenue qu'après un certain nombre de phases successives.

Forme cylindrique : La forme cylindrique est facilement réalisable avec de bonnes conditions opératoires. A partir de cette forme simple il est possible de réaliser des formes plus évoluées avec la méthode d'emboutissage dit renversé.

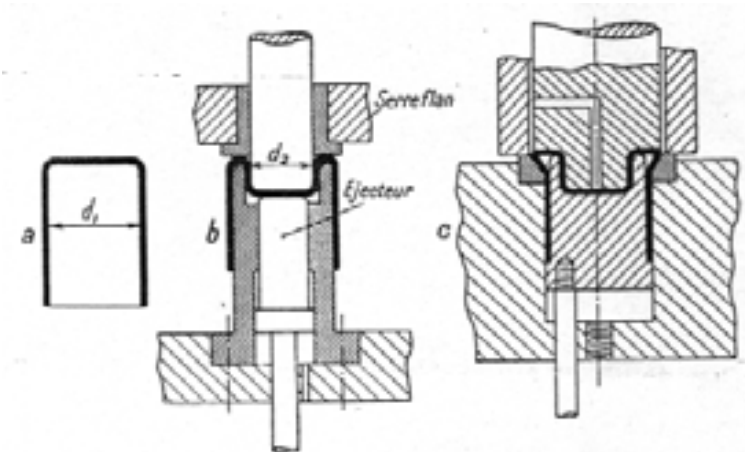


Figure 13. Emboutissage renversé.

Forme conique : La forme conique ne peut être obtenue qu'après au moins 4 passes. Cette technique permet d'obtenir des formes qu'il aurait été impossible à former en une seule passe.

Forme demi–sphérique : L'emboutissage d'une demi–sphère est difficile en raison de la formation de plis, mais il est possible en une seule passe si la matrice est munie d'un bourrelet.

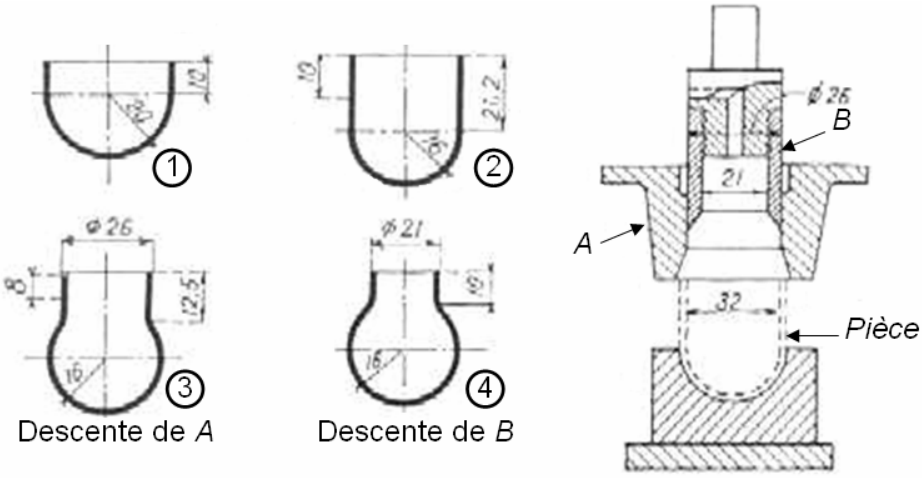


Figure 14. Emboutissage de pièce demi sphérique.

Forme rectangulaire : Dans les emboutis rectangulaires on peut considérer que seuls les rayons latéraux sont emboutis (quart d'embouti cylindrique), les flancs étant simplement cambrés.

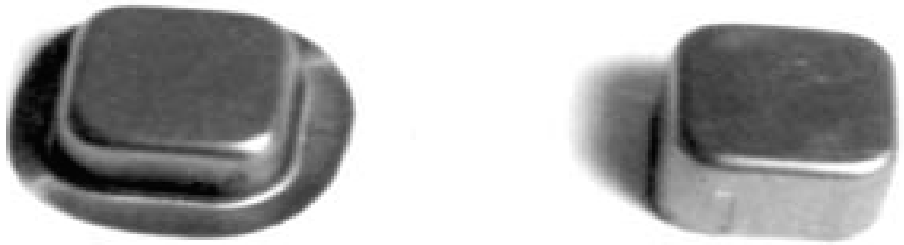


Figure 15. Emboutis rectangulaires.

I.3 Caractérisation en emboutissage

Dans les buts de réussir au plus vite un nouvel embouti, de réduire le temps entre deux séries et donc de caractériser l'emboutissage, le recours à des machines de traction est souvent nécessaire. Cette machine permet de reproduire de petits emboutis sans demander un outillage perfectionné.

Afin de permettre cette caractérisation, deux approches sont possibles mais surtout complémentaires. D'une part, un aspect que l'on peut qualifier de *métallurgique* et qui correspond aux relations entre les propriétés du métal et ses performances. D'autre part, un aspect *opératoire* ayant pour objectif de préciser l'influence des différents paramètres de la presse sur la réussite de la pièce. Néanmoins, il est important de préciser que l'étude de ces deux aspects nécessite une analyse préalable des déformations subies par le flan. Ce type de mesures s'effectue à l'aide d'une grille gravée sur la face externe de la future pièce.

I.3.1 Mesure de déformations en emboutissage

I.3.1.1 Principe et analyse des déformations

L'état des déformations d'un élément de flan est correctement décrit à partir des déformations dans trois directions principales :

— dans le sens de la longueur (généralement la direction de laminage) :

$$\varepsilon_1 = ln(L/L_0) \tag{1}$$

— dans le sens de la largeur (généralement la direction perpendiculaire) :

$$\varepsilon_2 = ln(b/b_0) \tag{2}$$

— dans le sens de l'épaisseur :

$$\varepsilon_3 = ln(h/h_0) \tag{3}$$

Avec L_0, b_0, h_0 longueur, largeur et épaisseur initiales, respectivement, L, b, h longueur, largeur et épaisseur finales de l'élément, respectivement.

La conservation du volume pendant la déformation permet d'écrire :

$$\varepsilon_1 + \varepsilon_2 + \varepsilon_3 = 0 \tag{4}$$

I.3.1.2 Courbes limites de formage

Dans le but d'observer, sur un embouti, les déformations pendant et à la fin du formage, on utilise les déformations rationnelles principales, longitudinale ε_1 (ou radiale ε_r s'il s'agit d'un embouti circulaire) et transversale ε_2 (ou circonférentielle ε_θ pour la même raison que précédemment).

Sur la Figure 16 on représente la courbe limite de formage pour un acier inoxydable ferritique à 17 % de chrome (X6Cr17/1.4016). L'axe des abscisses ε_2 sépare les domaines de l'allongement et du raccourcissement. L'axe des ordonnées ε_1 sépare les domaines de l'élargissement et du rétrécissement.

Les courbes limites de formage qui représentent le lieu géométrique des déformations principales ε_1 et ε_2 sont obtenues à l'aide d'essais spécifiques tels : soit des essais de traction sur éprouvettes lisses, soit des essais de traction sur éprouvettes entaillées, soit des essais : Erichsen, Olsen, Bulge et Swift avec différents lubrifiants.

Dans le tracé des courbes limites de formage, on admet que les trajectoires de formage sont rectilignes, c'est–à–dire que le rapport $\varepsilon_2/\varepsilon_1$ est constant [**CoI02b**].

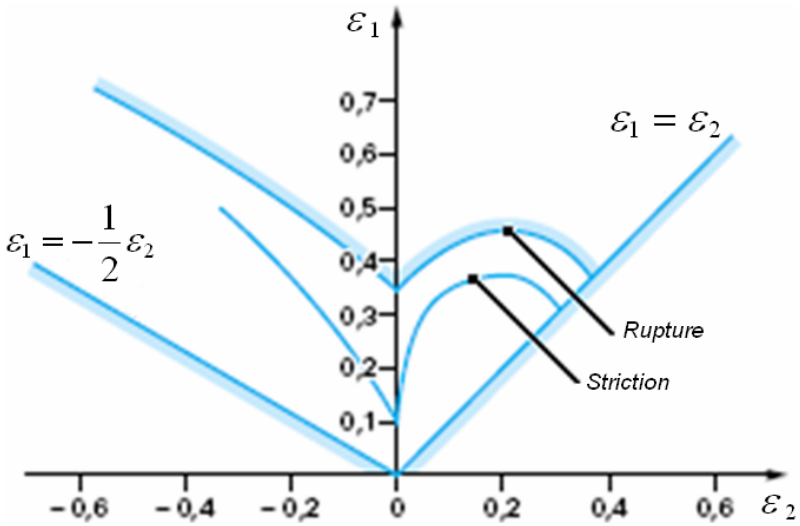


Figure 16. Courbes limites de formage : *X6Cr*17.

I.3.1.3 Mesure des déformations

L'emboutissabilité d'une tôle, c'est à dire sa capacité à être emboutie, pose le problème de la mesure de ses caractéristiques. Il faut donc trouver un système de mesure des déformations qui permettrait de comparer la réussite d'un embouti suivant le matériau, les paramètres opératoires (la lubrification, la pression, les frottements, les jeux entre poinçon et matrice,…) et les paramètres métallographiques (état de surface du flan, orientation cristallographique,…). Dans cette optique, il est commun de s'aider d'une petite grille tracée sur le flan. Cette grille est généralement formée de petits cercles et de carrés tendant à se déformer lors de l'emboutissage. Plusieurs procédés sont employés pour effectuer ce tracé, tel que :

— tracé à la pointe sèche.

— tracé à l'encre, à l'aide d'un tampon.

— tracé par gravage électrochimique.

— tracé à l'aide de résine ou de vernis photosensible.

De nombreux modèles ont été imaginés mais chacun se doit de respecter trois points essentiels desquels dépendent la précision et la signification des mesures effectuées. Il s'agit de :

La nature de grille la plus utilisée est celle proposée par Caillot (Figure 17), consistant en un quadrillage régulier de carrés auxquels viennent s'ajouter un réseau de cercles tangents. D'autres motifs ont été imaginés tels que des réseaux de cercles disjoints, tangents ou enchevêtrés. Ces motifs bien que moins communs, apportent des résultats des plus satisfaisants dans le cas d'essais de rétreint pur.

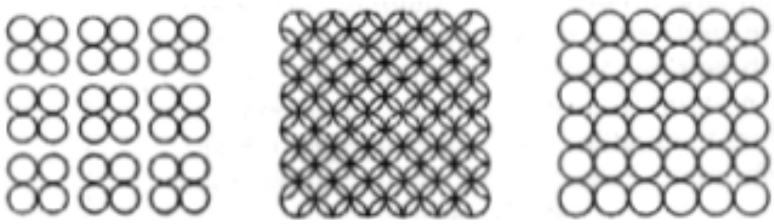


Figure 17. Différentes nature de grille de déformation.

Les dimensions à donner aux mailles dépendent non pas de celles de la pièce mais du gradient de déformation local à un endroit critique. En effet, ces gradients sont très localisés et ne permettent pas de considérer la déformation comme homogène à l'échelle du motif. Afin de réaliser une mesure précise dans les zones critiques, il est important d'utiliser un pas de 2 à 5 *mm*. Un pas supérieur conduirait à une étude sans grande retombée.

La position de la rupture est primordiale si l'on souhaite étudier de manière réaliste une rupture. Cette scission doit prendre naissance dans le cercle et passer par son centre. Lors de la déformation du flan, la grille de Caillot entraîne la création de parallélépipèdes et d'ellipses (Figure 18).

De la direction et de la mesure des axes d'une ellipse, on peut déduire la direction et la grandeur des deux déformations principales au centre du cercle. De par ces déformations, on détermine les allongements et les trois déformations principales.

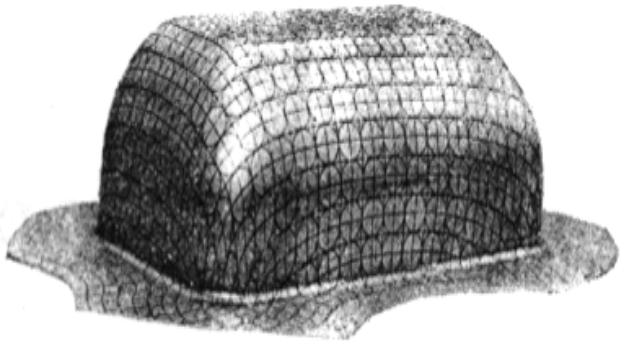


Figure 18. Exemple de grille déformée.

Actuellement, la mesure des déformations s'effectue par des méthodes plus sophistiquées, parmi ces méthodes : *Mesure par Méthode Optique* (*GOM*[1]) (Figure 19), où une grille de points est déposée par éléctro–marquage sur le flan avant emboutissage. Lors de la mise en forme, ce réseau de point suit les mouvements de la matière et reste visible malgré les forces et les frottements mis en jeu.

L'analyse de ce nouveau réseau de points mène directement à l'analyse des déformations subies par le flan. La mesure de ces centres de points se fait par photogrammétrie en utilisant une caméra numérique haute résolution.

Plusieurs images sont enregistrées sous des angles variés. Puis un logiciel calcule la position 3*D* des points. Ce jeu de points permet la définition de la forme de l'embouti, forme indispensable à la projection du champ de déformation sur la surface du flan pour un réel calcul des déformations à la surface de l'objet. Par conservation du volume, le système détermine ensuite l'amincissement subi par les tôles.

[1] Gesellschaft für Optische Messtechnik.

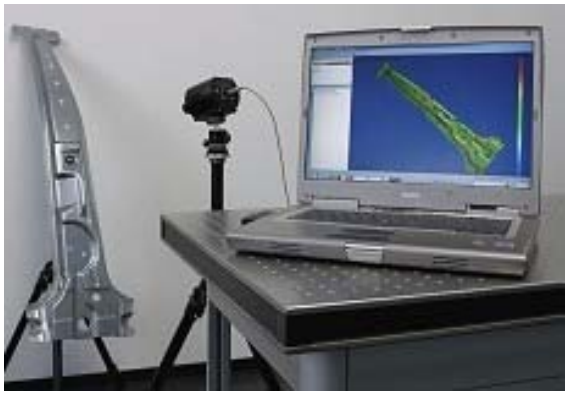


Figure 19. Mesure par méthode optique *GOM*.

En plus de la forme 3*D* de la pièce, le logiciel calcule et visualise sous forme de cartographie 3*D* couleur les déplacements, les déformations, l'amincissement et même la raideur due à la mise en forme pour les nouveaux matériaux (Figure 20). Des sections peuvent être librement définies pour estimer l'évolution des paramètres.

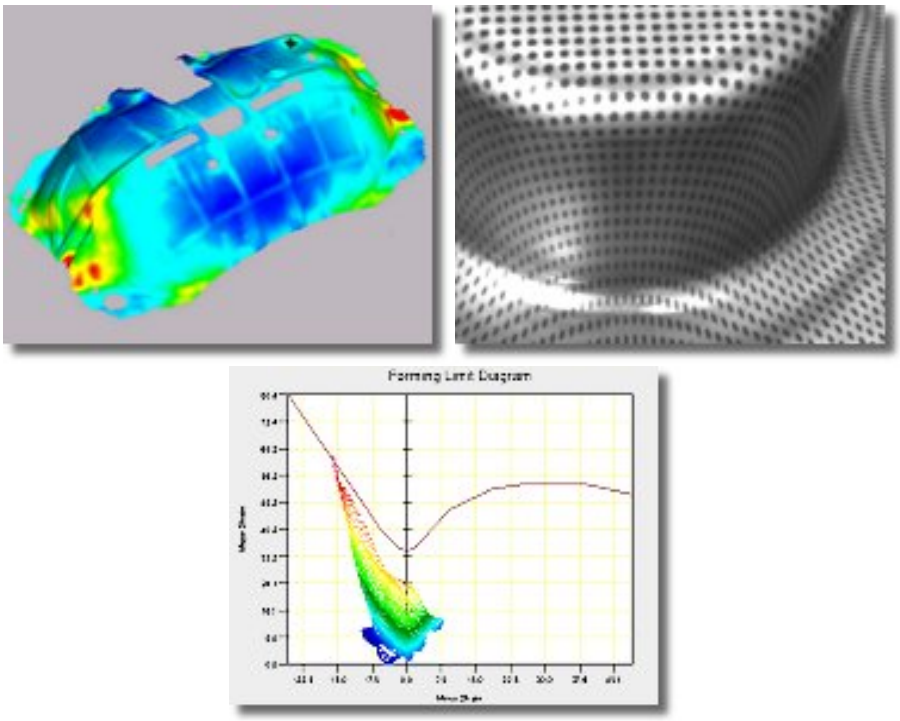


Figure 20. Résultas obtenus par *GOM*.

La comparaison par rapport à la *CLF* (Figure 20), incluant plusieurs limites de sécurité, courbes d'iso–amincissement, choix du matériau dans la base de données, permet un diagnostic rapide et précis des points chauds. Puis, l'interaction directe entre les points mesurés, les images acquises et toutes les données de calcul permet de les localiser à coup sûr.

I.3.1.4 Les modes de déformations

L'étude des déformations à l'aide de ces grilles a permis de mettre en évidence les différents modes de déformations existant lors d'un emboutissage. On distingue principalement :

— l'expansion biaxiale ;

— l'expansion symétrique ;

— la déformation plane ;

— l'allongement uni axial ;

— la distorsion pure ;

— la compression pure ;

— le rétreint ;

— le pliage sous tension.

I.3.2 Essais d'emboutissage

De nombreux essais spécifiques ont été imaginés et utilisés pour juger l'aptitude d'une tôle à subir l'opération d'emboutissage. Nous les avons classés selon le mode de déformation prédominant.

La Figure 21, représente les principaux modes de déformations tels qu'ils apparaissent sur des emboutis servant à des essais de caractérisation (essais Swift, Erichsen, etc.) [**Col02b**]. Les cercles sur le graphe montre l'état des déformations de la matière, c'est à dire on dessine sur la tôle initiale des petits cercles puis on fait l'emboutissage et après formage on regarde la forme du cercle, il devient ellipse où l'axe Y (vertical) de l'ellipse est ε_1 et l'axe X (horizontal) est ε_2.

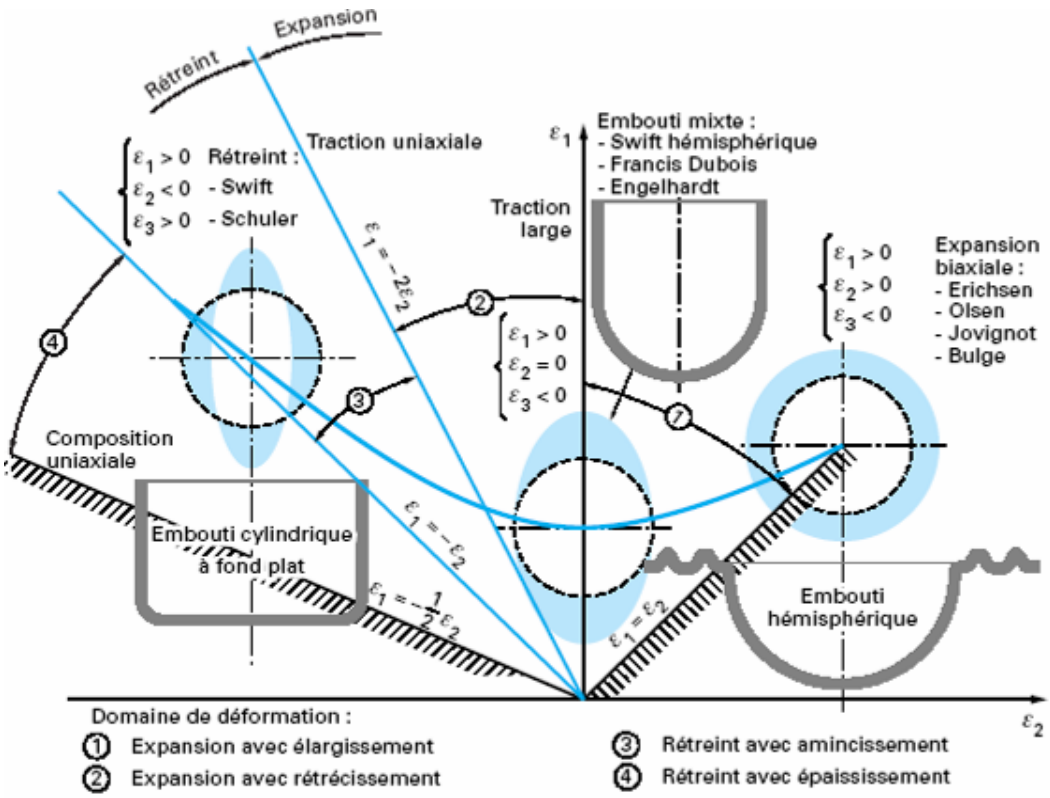


Figure 21. Principaux modes de déformation en emboutissage illustrés par des emboutis servant à des essais de caractérisation.

La représentation la plus fidèle des déformations sur un embouti pendant et après formage est donnée par les déformations rationnelles qui peuvent être représentées dans un diagramme dont les axes orthogonaux sont les déformations principales ε_1 et ε_2.

Le domaine de l'expansion est défini par la surface comprise entre les demi–droites :

$$\varepsilon_1 = \varepsilon_2 \quad et \quad \varepsilon_1 = -2\,\varepsilon_2 \tag{5}$$

Le domaine du rétreint est défini par les demi–droites :

$$\varepsilon_1 = -2\,\varepsilon_2 \quad et \quad \varepsilon_1 = -1/2\,\varepsilon_2 \tag{6}$$

Dans le mode de déformation en rétreint, on notera, en particulier, l'augmentation d'épaisseur au sommet de la jupe de l'embouti ($\varepsilon_3 > 0$), alors que dans le mode en expansion il y a amincissement de l'épaisseur du flan sous le nez du poinçon ($\varepsilon_3 < 0$).

I.3.2.1 Essais d'expansion Biaxiale

Comme les frottements modifient la répartition des déformations dans la tôle, il faut distinguer le cas des essais sans frottement (gonflement hydraulique : Jovignot, Bulge test) de celui avec frottements (poinçon hémisphérique : Erichsen modifié; essai suédois; Persoz; et Renault).

I.3.2.2 Essais de rétreint

Ces essais relèvent de deux familles, celles des essais élémentaires (déformation d'une éprouvette de tôle de forme trapézoïdale) et celle des essais simulatifs (essais Swift–*IDDRG*[1]). Nous traiterons juste de cette dernière famille.

Les essais simulatifs consistent à emboutir des coupelles profondes à fond plat et à flan non bloqué sous le serre–flan. En effet, si le rayon de raccordement du poinçon est suffisamment petit, il n'y a pas d'expansion sous le nez du poinçon, et la déformation dominante est le rétreint sous serre flan.

Dans le cas de l'essai Swift, codifié par l'*IDDRG*, le flan est transformé en coupelle cylindrique (Figure 22). Le but de cette expérimentation est de caractériser le rapport entre le diamètre d du poinçon et le diamètre D du flan.

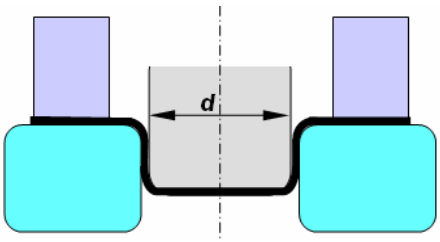


Figure 22. Essai Swift.

Malgré ses difficultés d'exécution, cet essai a connu un certain développement récemment principalement suite à l'excellente corrélation trouvée par Witheley entre le rapport limite d'emboutissage d/D et le coefficient d'anisotropie r que nous présenterons par la suite.

I.3.2.3 Essais mixtes

Ce sont les essais les plus répandus car ils permettent d'analyser tous les modes de déformation présentés précédemment. Nous noterons par exemple la présence d'essais :

— de coupelle cylindrique à flan non bloqué et à poinçon hémisphérique (Erichsen, Swift) ou ellipsoïdal (Renault), hémicylindriques (Chausson).

— de coupelle cylindrique à fond plat mais à grand rayon de raccordement (Dubois).

— de coupelle à fond plat avec successivement emboutissage à flan non bloqué puis rupture à flan bloqué (Engelhardt).

— d'expansion d'un trou sur un poinçon où la fibre située le long du trou s'allonge jusqu'à rupture.

[1] International Deep Drawing Research Group.

— de coupelle conique, sans serre–flan, à fond plat, ou hémisphérique (Fukui) (Figure 23).

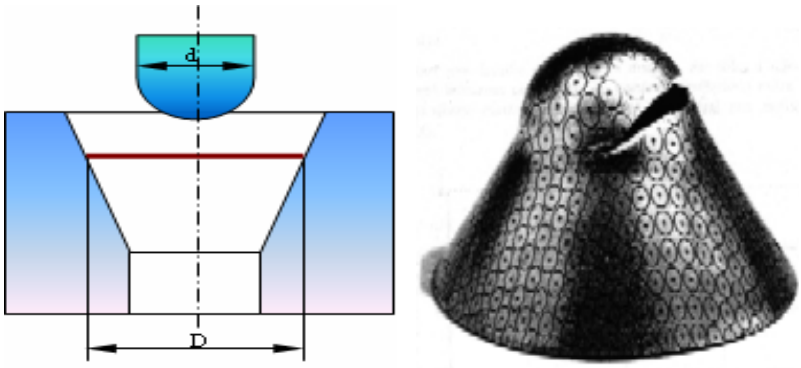


Figure 23. Essai Fukui et rupture caractéristique.

Ce dernier essai a connu une grande reconnaissance justifiée par sa grande simplicité, sa rapidité d'exécution et son excellente reproductibilité. Celle–ci est en grande partie attribuable à la suppression de la dispersion due aux frottements par suite de l'absence du serre–flan et l'emploi d'un outillage (matrice et poinçon) poli. Il permet de calculer le rapport entre le diamètre d du poinçon et le diamètre à mi–hauteur D de la matrice conique.

I.3.3 Aspects métallurgiques d'emboutissage

L'étude de l'emboutissage suivant l'aspect métallurgique tend à mettre en évidence une relation générale entre l'influence des caractéristiques du métal et les performances obtenues sur presse. On parle dans ce cas des critères d'emboutissabilité, de la taille des grains, de la structure cristallographique ainsi que des éléments constitutifs du métal.

I.3.3.1 Prise en compte de directions de laminage

L'anisotropie de déformation plastique des tôles tient un rôle prépondérant dans la caractérisation d'une tôle. L'étendue de ce critère a été mis en évidence grâce à l'analyse de la déformation du flan sur le serre flan (rétreint) dans les parois d'une coupelle ou aux pôles d'embouti (expansion). Du fait de l'orientation préférentielle des cristaux, la tôle ne possède pas les mêmes propriétés mécaniques suivant la direction considérée. Il en résulte aussi une perte de l'équilibre des déformations entre la largeur et l'épaisseur lors d'un essai de traction uni axiale. C'est sur ce point que *Lankford* a décidé de baser le second critère d'emboutissabilité, qui est une proportionnalité entre la déformation rationnelle dans le sens de la largeur ε_2 et celle dans le sens de l'épaisseur ε_3, définie par le coefficient d'anisotropie :

$$r = \frac{ln(b/b_0)}{ln(h/h_0)} = \varepsilon_2/\varepsilon_3 \tag{7}$$

Il représente, en fait, la façon dont l'alliage se comporte entre le rétrécissement et l'amincissement. Si $r<1$, le métal aura tendance à s'amincir plutôt qu'à se rétrécir alors que si $r>1$, le métal aura plutôt tendance à se rétrécir qu'à s'amincir.

Le coefficient d'anisotropie r dépend de la direction de la déformation.

Ainsi, pour caractériser l'anisotropie d'un matériau, il est nécessaire de la mesurer à 45°, à 90° et dans le sens de laminage (direction 0°).

Ainsi, on définit le coefficient d'anisotropie moyen :

$$r_n = \frac{1}{4}(r_0 + r_{90} + 2r_{45}) \tag{8}$$

Et le coefficient moyen d'anisotropie plane :

$$\Delta r = \frac{1}{2}(r_0 + r_{90} - 2r_{45}) \quad (9)$$

Pour les aciers inoxydables on lui préfère souvent la formule :

$$\Delta r_n = [(r_0 - r_n)^2 + (r_{90} - r_n)^2 + (r_{45} - r_n)^2]^{1/2} \quad (10)$$

La détermination du coefficient d'anisotropie est simple puisqu'il suffit de mesurer la largeur et l'épaisseur d'une éprouvette ayant subi un allongement déterminé, par exemple de 20 ou 40 %.

Le coefficient d'anisotropie moyen permet de traduire l'aptitude au rétreint de la tôle et le coefficient d'anisotropie plane Δr présente une bonne corrélation avec la hauteur des cornes observées sur embouti (Figure 24).

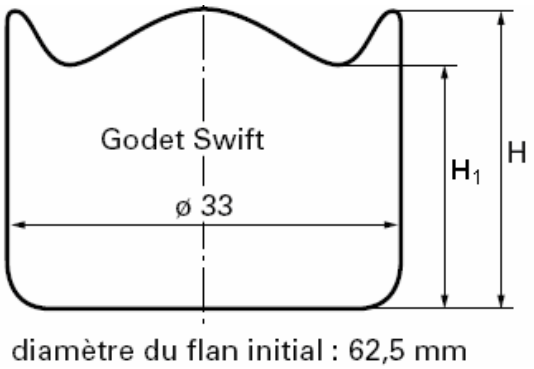


Figure 24. Hauteur relative des cornes.

I.3.3.2 Validité de ces critères

Afin de déterminer les caractéristiques des coefficients d'écrouissage et d'anisotropie, plusieurs études ont été effectuées parmi lesquelles celle de la Commission Emboutissage de l'*IDDRG*. Ces essais ont consisté à noter le pourcentage de pièces réussies (ou de casse) dans la fabrication de 3 pièces particulières : un panneau de portière de voiture correspondant à de l'expansion pur, un capot de ventilateur pour le rétreint et un tableau de bord pour les essais mixtes. Les essais ont été réalisés sur plusieurs séries de lots caractérisées par leur valeur de r et n tel que :

— r et n élevé.

— r élevé et n faible.

— r et n faible.

— r faible et n élevé.

Il fut déduit que les pièces à dominance d'expansion obtiennent un pourcentage de réussite pour n fort alors que celles à dominance de rétreint correspondent à un coefficient r fort. Dans le cas de pièces mixtes, ce sont les tôles à r et n forts qui conduisent à un minimum de casses.

Il est donc possible de généraliser en disant que les pièces ayant des critères d'emboutissabilité de fortes valeurs permettent de faire toutes les pièces alors que celles à faibles valeurs aboutissent à des casses.

I.3.4 Aspects opératoires

Lors de l'emboutissage d'une pièce, que ce soit en laboratoire ou en industrie, plusieurs paramètres permettent d'aboutir à un embouti de bonne qualité. Ces réglages doivent tenir compte de la nature de la tôle, ainsi que de la forme souhaitée.

Une presse, ou une machine de traction ayant pour objectif la réalisation d'emboutis, sont composées d'une matrice, d'un poinçon et d'un serre flan (Figure 3). Cet outillage offre déjà plusieurs possibilités de réglages :

— La pression du poinçon ;

— La vitesse du poinçon ;

— La pression de serrage des serres flan ;

— Le jeu entre le poinçon et la matrice...

A ces paramètres, il faut ajouter la lubrification, la taille optimale de la tôle ainsi que son épaisseur. Les nombreuses interactions existant entre ces paramètres font que pendant longtemps, l'emboutissage est resté un art.

Ces réglages doivent être précis car ce sont eux qui déterminent la qualité du produit final, mais doivent également tenir compte du besoin de rentabilité de l'entreprise. En effet, si la vitesse de poinçon est trop faible, la durée de mise en forme d'une pièce dépasserait son niveau de rentabilité.

I.3.4.1 Paramètres liés à la presse

a) Le jeu entre le poinçon et la matrice : Lorsque l'espace entre le poinçon et la matrice est théoriquement égal à l'épaisseur de la tôle, il se produit une augmentation de l'épaisseur de la paroi. L'augmentation de ce jeu a une influence favorable sous l'effet du poinçon mais entraîne certains inconvénients tels que :

— La détérioration du profil de la paroi.

— Déviation du poinçon entraînant la formation de languettes sur le bord de l'embouti.

— Apparition de plis sur la paroi de l'embouti.

Inversement, si l'épaisseur du flan est plus grande que l'espace existant entre le poinçon et la matrice, il se produit un écrasement et un amincissement indésirables de la paroi. Il est courant d'utiliser des tables donnant le jeu en fonction de l'épaisseur du flan h. Elles sont basées sur les formules suivantes [**Col02b**] :

— Pour l'acier : $Jeu = h + 0.07(10h)^{1/2}$

— Pour l'aluminium : $Jeu = h + 0.02(10h)^{1/2}$

— Pour métaux non ferreux : $Jeu = h + 0.04(10h)^{1/2}$

b) Le rayon sur la matrice : Ce paramètre a une très grande importance autant pour la qualité de l'embouti que pour la répartition des forces. En effet, on comprend parfaitement que dans les deux cas extrêmes (Figure 25), l'emboutissage n'est pas viable. On observera pour $r_m = 0$ un déchirement du flan et pour $r_m = (D-d)/2$ la formation de plis.

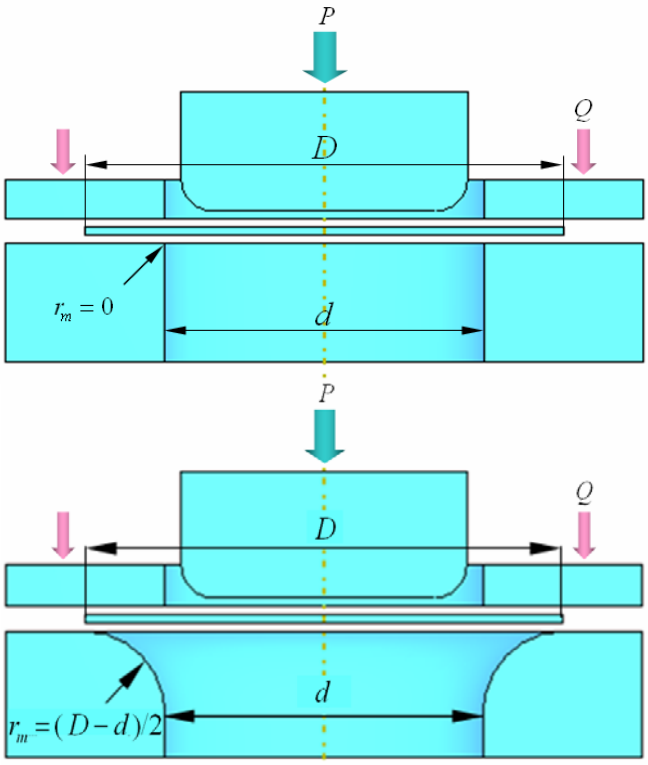


Figure 25. Variation de l'arrondi sur la matrice.

Afin de déterminer le rayon efficace, on utilise la relation de *Kaczmarek* donnant :

— Pour l'acier :

$$r_m = 0.8\left[(D-d)h\right]^{1/2} \tag{11}$$

— Pour l'aluminium :

$$r_m = 0.9\left[(D-d)h\right]^{1/2} \tag{12}$$

D diamètre du flan (*mm*), d diamètre de l'embouti (*mm*) et h épaisseur du flan (*mm*).

c) Arrondi sur le poinçon : La partie de la tôle qui se trouve en contact avec la surface inférieure du poinçon subit l'action des forces de frottements qui empêchent la matière de bouger. L'effort du poinçon se transmet aux parois de l'embouti. Le poinçon doit contenir un arrondi pour ne pas percer le flan. Généralement, on prend le rayon du poinçon inférieur à celui de la matrice.

d) La vitesse d'emboutissage : Elle se définit comme la vitesse du poinçon au moment de l'attaque de la tôle. Les transformations que subit le métal à froid entraînent un écrouissage de celui–ci dépendant de cette vitesse. Une vitesse trop faible, tend donc à générer un écrouissage trop important sur le métal, le rendant moins malléable. Une grande vitesse tend à empêcher la propagation de la force du poinçon jusqu'au niveau du flan. Cette altération pouvant alors se traduire par une rupture du flan. D'après *BLISS*[1], il existe une vitesse optimale pour chaque métal :

— Pour l'acier : 200 mm/s

— Pour les aciers doux : 280 *mm/s*

— Pour l'aluminium : 500 *mm/s*

[1] Société française d'origine américaine fabrique des presses hydrauliques et mécaniques.

e) La pression du serre–flan : La suppression des plis est un des objectifs majeurs de l'emboutissage. Le rôle du serre–flan consiste à empêcher la formation de plis sur le rebord du flan en exerçant une pression appropriée. La présence du serre–flan ne s'impose que si $d < 0.95D$ ou $h < 0.2(D-d)$. Dans la pratique, il faut que le serre–flan soit bien trempé et rectifié. La pression est réglée à l'aide de clés dynamométriques, de ressorts ou de caoutchouc, en fonction de l'aspect de l'embouti :

— Si la paroi est sans plis et d'aspect brillant, la pression est adaptée.

— Si la paroi est bonne mais que les bords supportent des marques de dentures, c'est que la pression est trop faible.

— S'il se produit un déchirement lors de la descente du poinçon, c'est que la pression est trop importante.

Ainsi, pour un embouti cylindrique de diamètre d et de flan de diamètre D, l'effort de serrage appliqué sur le serre–flan sera :

$$Q = (\pi/4)[D^2 - (d + 2r_m)^2]\,p \tag{13}$$

Où p pression spécifique :

— Pour les aciers doux : p = 25 *daN/cm²*

— Pour les aciers inox : p = 20 *daN/cm²*

— Pour l'aluminium : p = 10 *daN/cm²*

Il est également possible de faire appel à une installation pneumatique ou hydraulique offrant un réglage de la pression plus facile qu'avec un dispositif à ressort ou en caoutchouc.

f) L'effort d'emboutissage : L'effort nécessaire pour emboutir des pièces cylindriques dépend tout d'abord des diamètres de l'embouti et du flan primitif, de l'épaisseur et de la qualité de la tôle. Il dépend également de la pression de serre–flan, de la vitesse d'emboutissage, de l'arrondi de la matrice, du jeu entre poinçon et matrice et de la lubrification. Il est difficile de tenir compte de tous ces facteurs dans la détermination de l'effort du poinçon, c'est pourquoi il est commun d'employer la formule simplifiée suivante :

$$P = \pi\, d\, h\, k\, R_m \tag{14}$$

Avec k coefficient en fonction de d/D, h épaisseur du flan, R_m résistance à la rupture en traction.

I.3.4.2 Paramètres liés à la tôle

1) La taille du flan : Il est important de déterminer la taille du flan primitif pour d'une part économiser la matière et d'autre part faciliter l'emboutissage. La détermination des dimensions du flan a pour base l'égalité des volumes de l'embouti et du flan primitif.

— *Flan pratique* : Il ne se peut déterminer qu'à la suite d'essais sur des outils d'emboutissage réalisés. L'outil de découpage du flan n'est exécuté qu'après ces essais.

— *Flan théorique* : D'après le dessin de l'embouti désiré et en ajoutant de 2 à 3 *mm* autour du flan pour détourage (Figure 26), on détermine le diamètre du flan donné par :

$$D^2 = 4S/\pi \tag{15}$$

Où S est la surface de l'embouti, calculée par le théorème de *Guldin* :

La surface engendrée par une ligne plane tournante autour d'un axe situé dans son plan et ne le traversant pas est égale au produit de la longueur développée de cette ligne par la circonférence décrite par son centre de gravité.

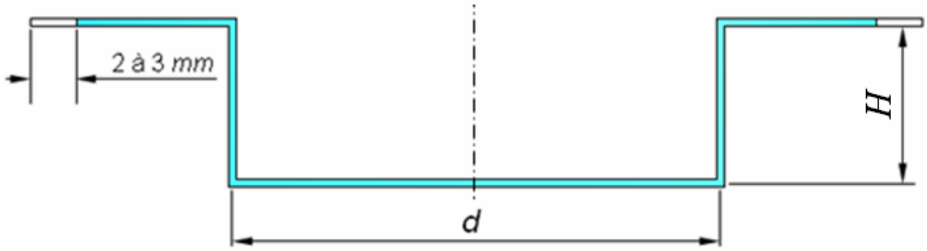


Figure 26. Ajout de 2 à 3 *mm* pour détourage.

2) La lubrification : Parmi les techniques permettant de maîtriser le frottement, l'adhésion et l'usure entre deux corps, la lubrification est certainement la plus courante et la plus anciennement pratiquée. Elle consiste à intercaler entre les deux corps, un troisième corps de faible scission et de contrainte de rupture faible.

Ainsi, une lubrification adaptée facilite l'écoulement de la tôle entre la matrice, le serre–flan et le poinçon. Cependant, la lubrification de la partie centrale du flan a un effet néfaste. On peut expliquer ce phénomène par le fait que lubrifier diminue l'adhérence entre le poinçon et les parois de l'embouti. L'effort est alors concentré sur le fond de l'embouti a proximité duquel il y a rupture. C'est pour cette raison qu'il n'est utile de lubrifier que la face du flan opposée au poinçon. Dans le cas d'un poinçon de petit rayon, il est préférable de ne pas lubrifier voir même d'augmenter la rugosité du poinçon afin d'éviter une forte déformation par expansion localisée [**Pol87**, **Col02b**, **Qua81**].

I.4 Formage incrémental des tôles

L'attente du client industriel va vers une richesse accrue de variantes et des cycles d'innovation de plus en plus courts. Les procédés de fabrication classiques ne permettent plus d'offrir la disponibilité et la rentabilité requise quand il s'agit de petits lots de fabrication, à la différence de la fabrication en grande série où l'emboutissage, par exemple, s'avère parfaitement capable de répondre à ces attentes en termes de cadence, de fiabilité et de coût unitaire.

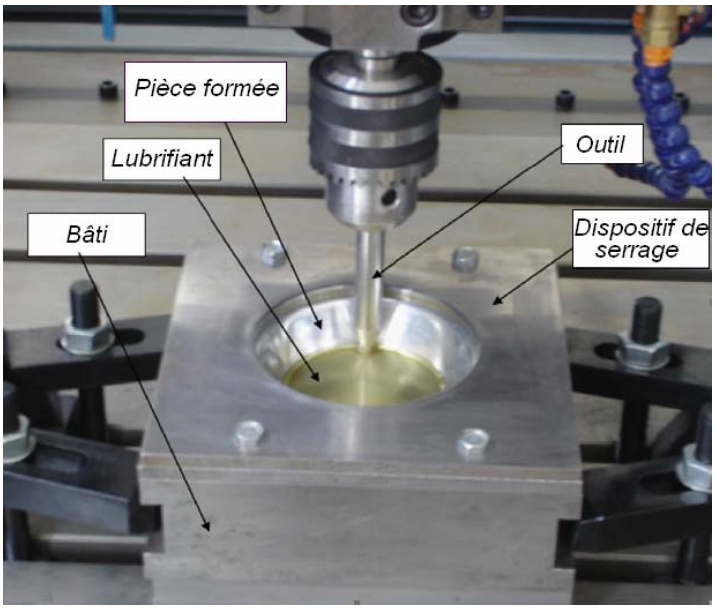


Figure 27. Équipement expérimental.

Le formage incrémental des tôles est une technologie très prometteuse pour fabriquer des produits en tôles métalliques en séries réduites et des pièces uniques avec une efficacité. Bien que ce soit un

procédé lent, la réduction des coûts lié au fait que les poinçons ou les matrices sont évités. À la différence des autres procédés de mise en forme, le formage incrémental fait appel à une fraiseuse CNC trois axes courante équipée d'un dispositif de serrage pour les tôles à déformer et un seul poinçon universel, monté dans le mandrin de la fraiseuse, capable d'effectuer des mouvements complexes grâce à la commande CNC (Figure 27), [**Hus07**]. Suivant la complexité et la forme géométrique de la pièce à réaliser, la fabrication ne nécessitera souvent qu'un support de forme simple obtenu par usinage en acier, aluminium, matière plastique ou même du bois. Le formage résulte d'une suite d'itinéraires parcourus, lentement, chacun par l'outil à une hauteur précise. Entre deux itinéraires, le poinçon se déplace verticalement de sorte que le formage se fait du haut vers le bas (Figure 28), [**Flo07**].

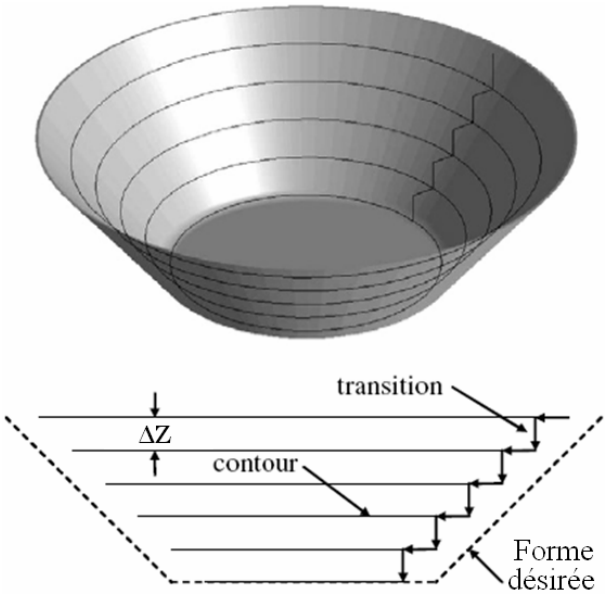


Figure 28. Formage incrémental d'un cône.

Le poinçon a un corps cylindrique avec une tête sphérique (10 *mm* de diamètre) (Figure 29). La tête peut être fixe ou peut tourner autour de l'axe de la broche de la machine. Dans le deuxième cas l'outil roule sur la tôle ce qui produit un frottement de roulement au lieu de glisser. Par conséquent, un meilleur état de surface peut être obtenu [**Cer04**]. D'autres auteurs, Ambrogio et al [**Amb05**], ont utilisé un poinçon tournant à une faible vitesse (500 *tr*/*min*).

Figure 29. Poinçon.

Néanmoins, le procédé a besoin toujours d'une autre optimisation pour garantir la fiabilité requise pour des applications industrielles. L'analyse de processus basée sur les essais expérimentaux et la modélisation est exigée pour analyser l'effet des paramètres du procédé sur les caractéristiques des pièces incrémentalement formées et pour aller plus profond dans l'arrangement du procédé soi–même.

Le formage incrémental sur machine CNC permet ainsi de réaliser rapidement des séries très réduites de pièces en acier d'emboutissage, en acier inox, en aluminium, voire même en titane (Figure 30), [**Lie04**].

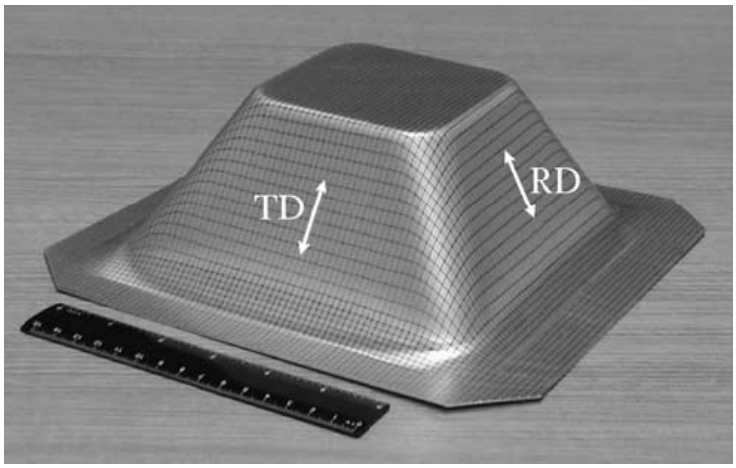


Figure 30. Pièce en aluminium obtenue par le formage incrémental.

I.5 Conclusion

Dans ce chapitre, après avoir défini le procédé d'emboutissage et montré l'importance de ce procédé parmi les autres procédés de mise en forme, nous avons mis en clair tout ce qui concerne le procédé d'emboutissage industriel. En premier lieu, une description des modes du procédé, des matériaux emboutissables, du comportement du matériau lors de l'opération d'emboutissage et des différentes formes des pièces embouties, a été faite. Ensuite, nous avons montré les différentes caractéristiques du procédé telles que : les modes de déformation lors de l'opération du procédé et leur mesure, les différents essais du procédé, l'aspect métallurgique et les différents paramètres entrant en jeu liés aux outils et à la tôle. Finalement, une présentation succincte du procédé de formage incrémental.

CHAPITRE II. MODÉLISATION NUMÉRIQUE D'EMBOUTISSAGE PAR ÉLÉMENTS FINIS

II.1 Introduction

Dès le stade du bureau d'études et tout au long de la phase de conception, la simulation numérique se comporte comme un outil d'analyse et d'aide à la conception. Elle permet d'évaluer de manière qualitative voire quantitative les difficultés de faisabilité des pièces, par rapport au cahier des charges, par l'identification des problèmes de striction–déchirures, de formation de plis et de biens d'autres effets indésirables.

Ce chapitre expose les caractéristiques principales des approches utilisées pour la modélisation numérique de l'emboutissage des tôles minces et les méthodes et stratégies adoptées pour la résolution des problèmes d'étude paramétrique en vue d'optimisation des paramètres du procédé. L'intérêt de simuler l'emboutissage par des essais numériques se traduit de la manière suivante :

— Ces essais peuvent se substituer en partie à l'expérimentation coûteuse pécuniairement et temporellement.

— Ils sont utilisés en amont dans le processus de conception, permettant de réduire encore les délais de mise au point.

— La simulation numérique permet également de comparer différentes configurations afin d'optimiser la solution, soit entre autres :

a) Améliorer la qualité de la pièce.

b) Gagner de la matière et par là même réduire les coûts.

II.2 Modélisation numérique de l'emboutissage

L'emboutissage fait partie des nombreux procédés de mise en forme où la modélisation numérique joue un rôle important dans la phase de conception de la pièce et dans celle de mise au point des paramètres opératoires du procédé, et ceci aussi bien au niveau pré–étude qu'au niveau vérification de la faisabilité du produit. Du côté théorique, de nombreuses équipes de recherche et de l'industrie s'intéressent à ce sujet. Les thématiques traitées dans de nombreuses conférences internationales (*NUMISHEET*, *NUMIFORM*, *COMPLAS*, *ECOMAS*, etc.) et le développement des codes d'éléments finis (*STAMPACK*, *PAMSTAMP*, *FASTSTAMP*, *LS–DYNA*, *RADIOSS*, *AUTOFORM*, etc.) dédiés au formage des tôles minces témoigne de la diversité des activités dans ce domaine et de la complexité des phénomènes réunis : plissement, retour élastique, striction, rupture, etc. La simulation numérique permet d'évaluer de manière qualitative et quantitative les difficultés de la faisabilité des pièces par l'identification et la prédiction de ces phénomènes.

Pour cela nous devons prendre en compte différents concepts lors de la simulation de l'opération d'emboutissage : grandes transformations, trajets complexes des déformations, comportement élastoplastique anisotrope, interaction flan/outillage, etc. Deux approches différentes sont utilisées pour la simulation d'une telle opération. Nous les présentons dans ce chapitre et nous mettons en évidence leurs performances et leurs limitations.

II.2.1 Approches incrémentales [Pol92]

Les approches incrémentales (ou directes) sont largement utilisées dans les codes dédiés à la simulation numérique de l'emboutissage car elles prennent en compte de manière précise les trois grandes familles de non linéarités rencontrées habituellement telles que :

— les non linéarités géométriques dues aux grands déplacements, aux grandes rotations et aux grandes déformations ;

— les non linéarités de comportement du matériau ;

— les non linéarités dues au contact avec frottement.

Selon la nature et la complexité du problème de mise en forme traité, quatre différentes procédures de résolution, peuvent être utilisées : Statique/(Implicite ou Explicite) et Dynamique/(Explicite ou Implicite).

Ces procédures permettent d'obtenir des résultats précis mais dans un temps de calcul malheureusement conséquent et d'autre part la convergence du calcul n'est pas souvent garantie.

II.2.1.1 Relations cinématiques

Considérons le déplacement d'un corps dans un repère cartésien orthonormé (Figure 31) :

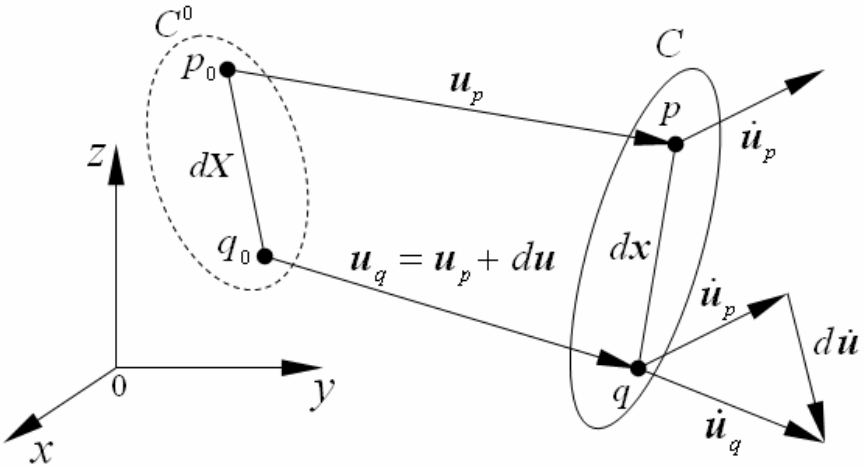


Figure 31. Cinématique des grandes transformations.

Soit une particule $p_0(X, Y, Z)$ de ce corps dans la configuration initiale C^0 et une position $p(x, y, z)$ dans la configuration actuelle C, nous pouvons écrire :

$$\boldsymbol{x} = \boldsymbol{X} + \boldsymbol{u} = \begin{pmatrix} x \\ y \\ z \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} X \\ Y \\ Z \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} u \\ v \\ w \end{pmatrix} \tag{16}$$

d'où la définition du tenseur de gradient de déformation $\boldsymbol{F}_0$ entre les configurations C^0, C :

$$[F_0] = [\frac{\partial \boldsymbol{x}}{\partial \boldsymbol{X}}] = [I] + [\frac{\partial \boldsymbol{u}}{\partial \boldsymbol{X}}] = \begin{bmatrix} 1+\frac{\partial u}{\partial X} & \frac{\partial u}{\partial Y} & \frac{\partial u}{\partial Z} \\ \frac{\partial v}{\partial X} & 1+\frac{\partial v}{\partial Y} & \frac{\partial v}{\partial Z} \\ \frac{\partial w}{\partial X} & \frac{\partial w}{\partial Y} & 1+\frac{\partial w}{\partial Z} \end{bmatrix} \tag{17}$$

Nous avons par ailleurs les relations biunivoques suivantes :

$$\{dx\} = [F_0]\{dX\} \tag{18}$$

$$\{n\}\, dS = J_0\ [F_0]^{-T} \{n_0\}\, dS_0 \tag{19}$$

où $\boldsymbol{n}_0$, $\boldsymbol{n}$ sont les normales initiale et actuelle aux éléments de surface dS_0, dS initial et actuel respectivement (Figure 33).

J_0 est le Jacobien et défini par :

$$J_0 = det[F_0] \tag{20}$$

L'élément de volume au point p est défini par :

$$dV = J_0 \, dV_0 \tag{21}$$

Le théorème de décomposition polaire permet d'écrire $\boldsymbol{F}_0$ sous la forme unique (Figure 32) :

$$[F_0] = [R_0][U_0] = [V_0][R_0] \tag{22}$$

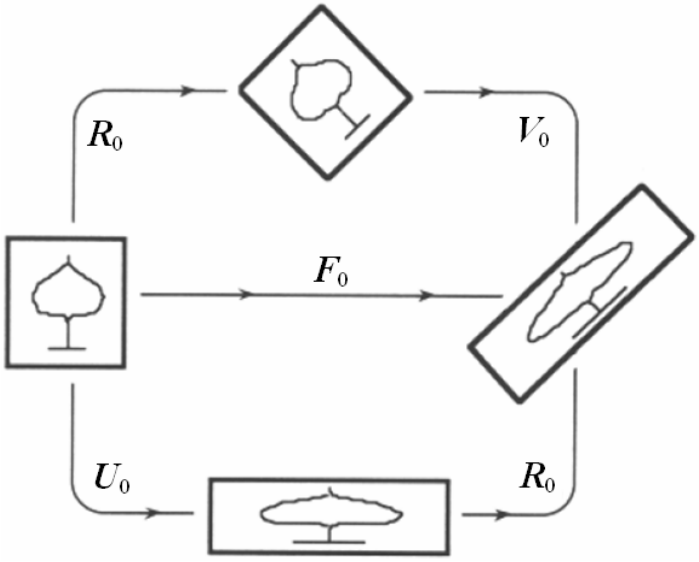


Figure 32. Décomposition polaire de [$\boldsymbol{F}_0$].

où : $\boldsymbol{R}_0$ est le tenseur de rotation orthogonale ou pure correspondant aux mouvements de corps rigide, $\boldsymbol{U}_0$ est le tenseur de déformation ou d'élongation pure droit (tenseur Lagrangien), $\boldsymbol{V}_0$ est le tenseur de déformation ou d'élongation pure gauche (tenseur Eulérien), et $\boldsymbol{U}_0 = \boldsymbol{V}_0 = \boldsymbol{I}$ dans un mouvement d'un corps rigide.

Une première méthode consiste à définir les mesures de déformation à partir de la longueur ds du vecteur $\boldsymbol{dx}$ telle que (utilisant (18)) :

$$(ds)^2 = \langle dx \rangle \{dx\} = \langle dX \rangle [F_0]^T [F_0] \{dX\} = \langle dX \rangle [C_0] \{dX\} \tag{23}$$

avec :

$$[C_0] = [F_0]^T [F_0] \tag{24}$$

tenseur de Cauchy–Green droit ou tenseur des dilatations (tenseur Lagrangien), symétrique, défini positif et devient unitaire pour des mouvements de corps rigide.

Le calcul des valeurs propres de $\boldsymbol{C}_0$ donne deux élongations principales dans le plan λ_1, λ_2 et leur matrice de transformation $\boldsymbol{M}$. L'élongation en épaisseur est calculée avec l'hypothèse d'incompressibilité.

II.2.1.2 Équations constitutives

Considérons la force $\boldsymbol{df}$ qui s'exerce sur un élément de surface dS de normale $\boldsymbol{n}$ au point p (Figure 33).

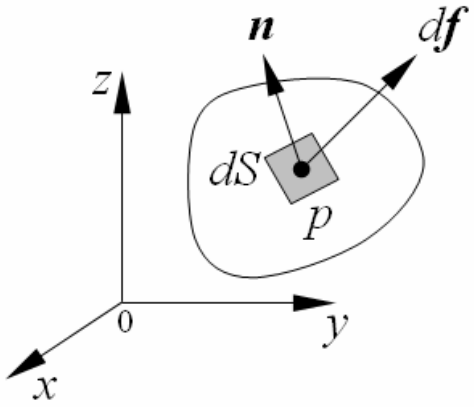


Figure 33. Force élémentaire exercée sur un élément de surface.

A noter que les contraintes de Cauchy $\boldsymbol{\sigma}$ sont les contraintes physiques effectives au point p .

A partir des équations (18) à (21) nous obtenons :

— La force $\boldsymbol{df}$ exercée sur un élément de surface dS de normale $\boldsymbol{n}$ au point p dans la configuration C :

$$\{df\} = J_0 [\sigma][F_0]^{-T} \{n_0\} dS_0 \tag{25}$$

d'où la définition du tenseur de contrainte non symétrique de Piola–Kirchhoff de première espèce (PK1) :

$$[T] = J_0 \, [\sigma][F_0]^{-T} \tag{26}$$

tenseur mi–Lagrangien mi–Eulérien.

— La force $\boldsymbol{df}_0$ exercée sur un élément de surface dS de normale $\boldsymbol{n}$ au point p dans la configuration C^0 :

$$\{df_0\} = J_0 \, [F_0]^{-1}[\sigma][F_0]^{-T} \{n_0\} dS_0 \tag{27}$$

d'où la définition du tenseur de contraintes symétriques de Piola–Kirchhoff de seconde espèce (PK2) :

$$[S_0] = J_0 [F_0]^{-1}[\sigma][F_0]^{-T} \tag{28}$$

tenseur Lagrangien.

II.2.1.3 Formulation éléments finis

Quelque soit la procédure choisie, l'objectif de toute étude est la recherche d'un état d'équilibre à l'instant t, qui peut être défini sous forme variationnelle à partir du principe des travaux virtuels quelque soit $\delta\boldsymbol{u}$ cinématiquement admissible :

$$\int_V \langle \delta\varepsilon \rangle \{\sigma\}\, dV = \int_S \langle \delta u \rangle \{f_S\}\, dS + \int_V \langle \delta u \rangle (\{f_V\} - \rho \{\ddot{u}\})\, dV \tag{29}$$

où $\boldsymbol{\sigma}$ est le vecteur des contraintes de Cauchy, $\delta\boldsymbol{\varepsilon}$ les déformations virtuelles, $\boldsymbol{f}_S$ est le vecteur des forces surfaciques, $\boldsymbol{f}_V$ est le vecteur des forces volumiques, $\delta\boldsymbol{u}$ est le vecteur des déplacements virtuels, ρ la masse volumique et $\ddot{\boldsymbol{u}}$ le vecteur accélération.

La résolution de (29) repose sur une discrétisation spatiale du domaine. Les déplacements (réels et virtuels) ainsi que les accélérations, d'un point matériel, peuvent être définies respectivement à partir des déplacements (réels et virtuels) et des accélérations aux noeuds en utilisant des fonctions d'interpolation :

$$\{u_q\} = [N_n]\{u_n\} \qquad \{\delta u_q\} = [N_n]\{\delta u_n\} \tag{30}$$

$$\{\ddot{u}_q\} = [N_n]\{\ddot{u}_n\} \tag{31}$$

où $\boldsymbol{u}_q$ est le vecteur des déplacements du point q, $\boldsymbol{N}_n$ est la matrice des fonctions de forme, $\boldsymbol{u}_n$ est le vecteur des variables nodales de type déplacements.

Les déformations virtuelles sont définies par :

$$\{\delta\varepsilon\} = [B]\ \{\delta u_n\} \tag{32}$$

où $\boldsymbol{B}$ est la matrice (opérateur) de déformations qui dépend de la géométrie à l'instant t et du type d'éléments.

En utilisant les relations (30), (31) et (32), l'équation d'équilibre (29) peut être écrite sur un élément comme suit :

$$\sum_e \left(\int_{V^e} \langle \delta u_n \rangle [B]^T \{\sigma\}\, dV - \int_{S^e} \langle \delta u_n \rangle [N]^T \{f_S\}\, dS - \int_{V^e} \langle \delta u_n \rangle [N]^T (\{f_V\} - \rho \{\ddot{u}\})\, dV \right) = 0 \tag{33}$$

où V^e et S^e sont les volumes et les surfaces d'un élément.

En utilisant les notions, de force interne, force externe et matrice masse, cette équation peut être écrite sous la forme :

$$\sum_e \langle \delta u_n \rangle (\{F^e_{int}\} - \{F^e_{ext}\} + [M^e]\{\ddot{u}\}) = 0 \tag{34}$$

avec :

$$\{F^e_{int}\} = \int_{V^e} [B]^T \{\sigma\}\, dV \tag{35}$$

$$\{F^e_{ext}\} = \int_{S^e} [N]^T \{f_S\}\, dS + \int_{V^e} [N]^T \{f_V\}\, dV \tag{36}$$

$$[M^e] = \int_{V^e} \rho [N]^T [N]\, dV \tag{37}$$

Après assemblage de l'ensemble des opérateurs, le système d'équations prend la forme suivante :

$$\{F_{int}\} = \{F_{ext}\} - [M]\{\ddot{U}\} \tag{38}$$

où $\boldsymbol{M}$ est la matrice masse globale.

Si les forces d'inertie sont négligées (analyse statique) ce système d'équations s'écrit :

$$\{R(U)\} = \{F_{int}\} - \{F_{ext}\} = \{0\} \tag{39}$$

En analyse dynamique l'équilibre se traduit par :

$$[M]\{\ddot{U}\} + \{R(U)\} = \{0\} \tag{40}$$

Plusieurs codes utilisent la méthode de résolution dynamique explicite (*ABAQUS*, *STAMPACK*, *LS–DYNA*, *PAM–STAMP*, *RADIOSS*,…). Nous avons choisi d'utiliser le code EF *ABAQUS*, qui nous permet de manipuler facilement tous les paramètres du modèle EF (les caractéristiques géométriques, les propriétés du matériau, les paramètres du procédé, etc.), lancer le calcul et accéder facilement aux résultats via l'utilisation du langage de programmation orienté objet *Python*.

II.2.2 Approches simplifiées

Les méthodes d'analyses basées sur des approches simplifiées sont développées et utilisées en mise en forme de tôles minces comme outils d'aide à la conception. Elles utilisent le fait que la forme finale de la surface moyenne de l'embouti est connue au stade du dessin. Si la géométrie finale de l'embouti est connue (forme recherchée) ainsi que le contour initial du flan supposé plan et son épaisseur, l'épaisseur finale et le contour final du flan sont inconnus.

Cette approche permet d'estimer les trajectoires des points matériels, les déformations et les contraintes dans l'embouti final. Des hypothèses simplificatrices, sur la loi de comportement du matériau (théorie de la déformation plastique totale) et sur l'action des outils, sont utilisées. Il existe aujourd'hui plusieurs codes qui utilisent cette méthode (*FASTSTAMP*, *FASTFORM*, *ISOPUNCH*, *SIMEX*, *AUTOFORM*).

Des travaux menés depuis une vingtaine d'années notamment par le professeur J. L. BATOZ et ses collaborateurs à l'Université de Technologie de Compiègne ont largement contribué aux développements de l'approche inverse : formulation de base, amélioration, utilisation : [**Bat89**, **Bat90**, **Ben04**, **Del02a**, **Guo00**, **Guo90**, **Mer98**, **Nac98**, **Duf05**], etc.

L'Approche Inverse (A.I.) est basée sur la connaissance de la forme finale de l'embouti. A partir d'un maillage de la pièce finale, on cherche les positions des points matériels dans le flan plan initial (Figure 34).

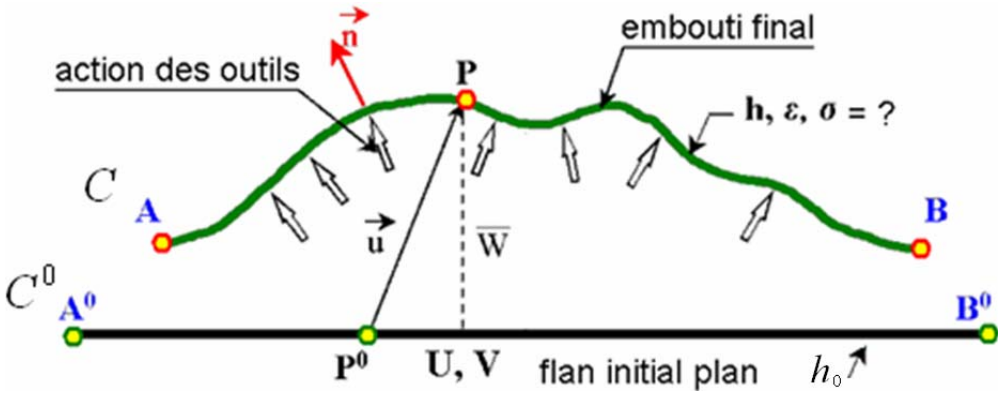


Figure 34. Description générale de l'approche inverse.

II.2.2.1 Relations cinématiques

Dans l'Approche Inverse, seuls le flan plan initial C^0 et la forme 3*D* de la pièce finale sont considérées. En utilisant l'hypothèse de Kirchhoff, les vecteurs position initial et final d'un point matériel q peuvent être exprimés par rapport au point p situé sur la surface moyenne de C (Figure 35) :

$$\{X_q\} = \{X_p\} + z_0\{n_0\} = \{x_p\} - \{u_p\} + z_0\{n_0\} \tag{41}$$

où $\boldsymbol{u}_p$ est le vecteur de déplacement du point p, $\boldsymbol{n}_0$ est la normale de la surface moyenne en p_0, z_0 est la coordonnée à travers l'épaisseur initiale.

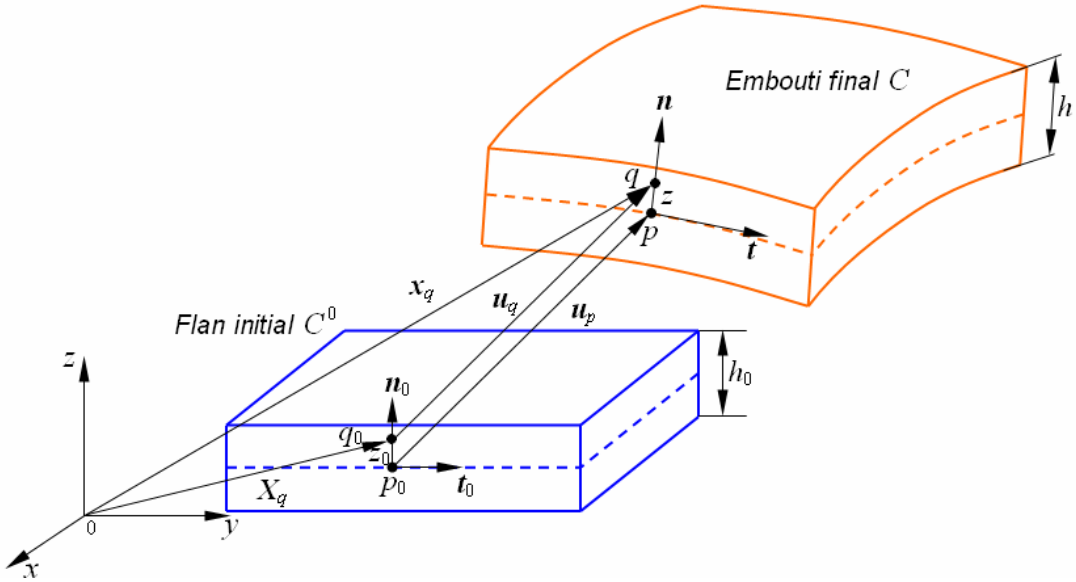


Figure 35. Cinématique d'une coque mince en emboutissage.

Soit $x = < x, y, z >$ le repère local orthogonal. Le tenseur gradient de déformation aux points q_0 et q par rapport à p est donné par :

$$\{dX_q\} = [F_0]^{-1}\{dx\} \quad où \quad [F_0]^{-1} = [\boldsymbol{x}_{p,x} - \boldsymbol{u}_{p,x} \vdots \boldsymbol{x}_{p,y} - \boldsymbol{u}_{p,y} \vdots \boldsymbol{n}_0/\lambda_3] \tag{42}$$

$$\{dx_q\} = [F_z]\{dx\} \quad où \quad [F_z] = [\boldsymbol{x}_{p,x} + z\boldsymbol{n}_{,x} \vdots \boldsymbol{x}_{p,y} + z\boldsymbol{n}_{,y} \vdots \boldsymbol{n}] \tag{43}$$

où $\lambda_3 = \dfrac{z}{z_0} = \dfrac{h}{h_0}$ est l'élongation d'épaisseur (supposée constante à travers l'épaisseur). L'inverse du tenseur gradient de déformation en q est obtenu avec (42) et (43) :

$$[F]^{-1} = [F_0]^{-1}[F_z]^{-1} \tag{44}$$

Ainsi le tenseur de Cauchy–Green gauche entre q et q_0 peut être défini par :

$$[B]^{-1} = [F]^{-T}[F]^{-1} \tag{45}$$

Le calcul des valeurs propres de $\boldsymbol{B}^{-1}$ donne deux élongations principales dans le plan λ_1, λ_2 et leur matrice de transformation $\boldsymbol{M}$. L'élongation d'épaisseur est calculée avec l'hypothèse d'incompressibilité.

II.2.2.2 Équations constitutives

Dans l'Approche Inverse la déformation élastoplastique est supposée indépendante du trajet de chargement. Si on considère une tôle plane anisotrope, la plasticité peut être décrite par le critère de Hill, avec la condition de contraintes planes :

$$\phi = <\sigma>[P]\{\sigma\} - \sigma_{eq}^2 = 0 \ , \quad <\sigma> = <\sigma_x \quad \sigma_y \quad \sigma_{xy}> \tag{46}$$

où σ_{eq} est la contrainte plastique équivalente et la matrice $\boldsymbol{P}$ est fonction du coefficient moyen d'anisotropie plane Δr défini par les trois coefficients de *Lankford*. L'hypothèse de chargement proportionnel (radial) permet d'obtenir les relations suivantes entre les déformations plastiques totales et les contraintes totales :

$$\{\varepsilon_p\} = \frac{\varepsilon_p}{\sigma_{eq}}[P]\{\sigma\} \tag{47}$$

où $\varepsilon_p = (<\varepsilon_p>[P]^{-1}\{\varepsilon_p\})^{1/2}$ est la déformation plastique équivalente. Les petites déformations élastiques sont calculées classiquement par :

$$\{\varepsilon_e\} = [H_e]^{-1}\{\sigma\} = [C]\{\sigma\} \tag{48}$$

En utilisant les équations (47) et (48) on obtient la relation entre les déformations totales et contraintes de Cauchy :

$$\{\sigma\} = ([C] + \frac{1}{H_S}[P])^{-1}\{\varepsilon\} \tag{49}$$

Avec : $H_S = \sigma_{eq}/\varepsilon_p$. On peut alors calculer ε_p et H_S en utilisant une estimation des déformations totales $\boldsymbol{\varepsilon}$, puis estimer les contraintes. Cette opération est effectuée à chaque point d'intégration numérique à travers l'épaisseur.

II.2.2.3 Formulation éléments finis

Le principe des travaux virtuels (PTV) est donné sous la forme :

$$W = \sum_{elt} W^e = \sum_{elt} (W_{int}^e - W_{ext}^e) = 0 \tag{50}$$

où W_{int}^e est le travail virtuel interne élémentaire, W_{ext}^e est le travail virtuel externe élémentaire associé aux actions des outils.

Le travail virtuel interne élémentaire est donné par l'expression suivante :

$$W_{int}^e = \int_{V^e} <\delta\varepsilon>\{\sigma\}\, dV = \int_{V^e} <\delta\varepsilon_x \ \ \delta\varepsilon_y \ \ \delta\varepsilon_{xy}> \begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \sigma_{xy} \end{Bmatrix} dV \tag{51}$$

avec :

$$<\delta\varepsilon> = <\delta e> + z<\delta\chi> \ , \quad -\frac{h}{2} \le z \le \frac{h}{2} \tag{52}$$

où $\delta\boldsymbol{\varepsilon}$ est composé des déformations virtuelles de membrane $\delta\boldsymbol{e}$ et de flexion $\delta\boldsymbol{\chi}$, $\boldsymbol{\sigma}$ est le vecteur de contraintes planes de Cauchy, l'épaisseur h est supposée constante par élément.

Le vecteur des forces internes s'écrit dans le repère local :

$$\left\{F_{int}^{e}\right\} = \int_{V^e} ([B_m]^T + z[B_f]^T)\{\sigma\}\, dz\, dS \tag{53}$$

où $\boldsymbol{B}_m$ et $\boldsymbol{B}_f$ représentent les matrices de déformations de membrane et de flexion.

L'A.I. est une méthode directe entre les configurations finale et initiale sans considération du trajet de déformations. L'action du serre–flan est remplacée par un vecteur de charges équivalentes du au frottement :

$$\{f\} = -\,2\,\mu\, q_n\, \{t\} \tag{54}$$

où $\boldsymbol{f}$ est la force de frottement tangentielle par unité de surface, q_n est la pression de serrage sur les deux peaux de la tôle, μ est le coefficient de frottement, $\boldsymbol{t}$ est le vecteur unitaire représentant la direction de glissement.

Les actions du poinçon et de la matrice sont remplacées par une force de pression normale et une force tangentielle de frottement. Leur résultante est donnée par l'expression suivante :

$$\{P\} = P\left\{n^f\right\} \quad \text{avec} \quad \left\{n^f\right\} = \frac{1}{\sqrt{1+\mu^2}}(\{n\} - \mu\{t\}) \tag{55}$$

L'intensité P de la force résultante est inconnue. En effet il y a trois équations d'équilibre pour trois inconnues par nœud : 2 déplacements horizontaux u, v (le déplacement vertical w est connu) et l'intensité de la résultante P :

$$\left\{F_{ext}^{k}\right\} - \left\{F_{int}^{k}\right\} = P^k \begin{Bmatrix} n_X^f \\ n_Y^f \\ n_Z^f \end{Bmatrix}_{ext} - \begin{Bmatrix} F_X^k(u,v) \\ F_Y^k(u,v) \\ F_Z^k(u,v) \end{Bmatrix}_{int} = \{0\} \quad (au\ noeud\ k) \tag{56}$$

L'intensité P^k peut être calculée en utilisant la troisième équation, ensuite P^k est remplacée dans les deux premières équations.

II.3 Méthodes de résolution utilisées dans les logiciels E.F.

La modélisation numérique de l'emboutissage implique le choix d'une procédure de résolution des équations non linéaires décrivant l'état d'équilibre. Nous présentons dans la suite les deux procédures de résolutions les plus utilisées en emboutissage : *statique implicite* et *dynamique explicite*.

II.3.1 Analyse statique implicite

Dans cette analyse, la procédure de résolution est itérative et elle utilise, par défaut, la méthode de *Newton–Raphson* pour résoudre, à chaque incrément (ou pas) p, le système d'équations non linéaires d'équilibre (38). D'autres méthodes itératives sont disponibles dans la bibliographie tel que [**Hib01**].

Quelque soit la méthode itérative utilisée, une approximation de la solution U, est obtenue à chaque itération i. Pour aboutir à l'équilibre il faut que la différence ΔU_{i+1}^{p} entre cette solution et la solution *exacte* soit nulle, à un critère de précision près. Ceci nous ramène à la résolution du système suivant :

$$\left\{R(U_i^p + \Delta U_{i+1}^p)\right\} = \{0\} \tag{57}$$

Un développement de premier ordre en série de Taylor du système (57) au voisinage de la solution approchée donne :

$$\left\{R_i^p\right\} + [K_i^p]\left\{\Delta U_{i+1}^p\right\} = \{0\} \tag{58}$$

avec :

$[K_i^p] = \left.\dfrac{\partial\{R(U)\}}{\partial\{U\}}\right|_{U=U_i^p}$: Matrice tangente,

$\left\{R_i^p\right\} = \left\{R(U_i^p)\right\}$: Vecteur résidu à l'itération i du pas p .

L'approximation actualisée de la solution est :

$$\left\{U_{i+1}^p\right\} = \left\{U_i^p\right\} + \left\{\Delta U_{i+1}^p\right\} \tag{59}$$

Les itérations sont poursuivies jusqu'à satisfaire un critère d'arrêt.

II.3.2 Analyse dynamique explicite

La procédure de résolution de l'approche dynamique explicite est basée sur l'utilisation d'une méthode d'intégration explicite des équations de mouvement et sur l'emploi d'une matrice masse diagonale.

Le schéma d'intégration temporelle utilisé est de type différence finie centrale. Pour chaque variable u on écrit :

$$\dot{u}^{(i+\frac{1}{2})} = \dot{u}^{(i-\frac{1}{2})} + \Delta t^{(i)}\ddot{u}^{(i)} \tag{60}$$

$$u^{(i+1)} = u^{(i)} + \Delta t^{(i+1/2)}\dot{u}^{(i+\frac{1}{2})} \tag{61}$$

où $\dot{u}$ est la vitesse et $\ddot{u}$ est l'accélération. L'indice (*i*) désigne le numéro du pas de temps et $i + 1/2$, $i - 1/2$ les mi–pas de temps.

Il est important de noter que le pas de temps Δt^i est variable au cours du calcul, puisqu'il dépend de la taille du maillage qui varie au cours du calcul. Nous noterons le demi–pas de temps $\Delta t^{(i+1/2)}$ tel que :

$$\Delta t^{(i+1/2)} = t^{i+1} - t^i \tag{62}$$

$$\Delta t^i = t^{i+1/2} - t^{i-1/2} \tag{63}$$

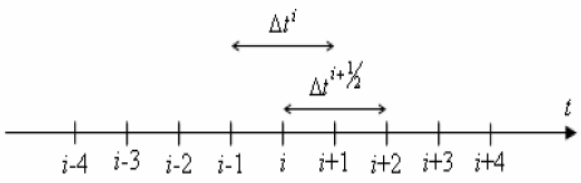


Figure 36. Discrétisation temporelle.

Le calcul par un schéma de différences finies centrales est explicite, puisque on connaît déjà les valeurs de $\dot{u}^{(i-1/2)}$ et de $\ddot{u}^{(i)}$. Après assemblage :

$$\begin{aligned}\left\{\ddot{u}^{(i)}\right\} &= [M]^{-1}\left(\left\{F_{ext}^{(i)}\right\} - \left\{F_{int}^{(i)}\right\}\right) \\ &= -[M]^{-1}\left\{R^{(i)}\right\}\end{aligned} \tag{64}$$

avec $\boldsymbol{M}$ la matrice masse diagonale, $\boldsymbol{F}_{ext}$ le vecteur de forces externes (connu), et $\boldsymbol{F}_{int}$ le vecteur de forces internes, qui dépend des déplacements permettant de calculer les déformations, et, via la loi de comportement, l'état des contraintes.

A l'instant initial $(i=0)$, les vitesses et les accélérations sont supposées égales à zéro sauf si elles ont été imposées par l'utilisateur. Les vitesses sont calculées par une interpolation linéaire des vitesses moyennes :

$$\dot{u}^{(1)} = \dot{u}^{(\frac{1}{2})} + \frac{\Delta t^{(1)}}{2}\ddot{u}^{(1)} \tag{65}$$

Une procédure spéciale est appliquée pour le calcul des vitesses moyennes $\dot{u}^{(1/2)}$ et $\dot{u}^{(-1/2)}$ à $i=0$:

$$\dot{u}^{(+1/2)} = \dot{u}^{(0)} + \frac{\Delta t^{(1)}}{2}\ddot{u}^{(0)} \tag{66}$$

et :

$$\dot{u}^{(-1/2)} = \dot{u}^{(0)} - \frac{\Delta t^{(1)}}{2}\ddot{u}^{(0)} \tag{67}$$

Nous constatons ainsi, la remarquable simplicité de l'approche explicite : pas besoin d'une matrice tangente ou d'une résolution d'un système d'équations non linéaires d'équilibre. Après inversion de la matrice masse diagonale on actualise les déplacements, vitesses, accélérations, puis on calcule les déformations et les contraintes.

Le point faible de cette méthode est qu'elle ne vérifie à aucun moment l'équilibre et que la qualité de résultats dépend principalement de la taille des pas de temps Δt utilisés. La stabilité du schéma n'est assurée que pour un pas de temps inférieur à une valeur limite Δt^{l} qui dépend du maillage et du matériau utilisé :

$$\Delta t^{l} = \frac{min(L_e)}{c_d} \tag{68}$$

L_e est une longueur caractéristique de l'élément (longueur de la diagonale) et c_d est la vitesse de propagation d'onde dans le matériau.

II.3.3 Automatisation du modèle éléments finis [Aba05]

Afin de gagner du temps lors de la phase d'optimisation et de disposer d'un moyen de contrôle facile et efficace d'*ABAQUS/Cae* et d'*ABAQUS/Viewer*, il est nécessaire d'utiliser toutes les possibilités d'automatisation offertes par ce code via le langage *Python*. La Figure 37, montre un schéma du principe de fonctionnement et des interactions possibles du langage *Python* avec *ABAQUS/Cae* et *ABAQUS/Viewer*.

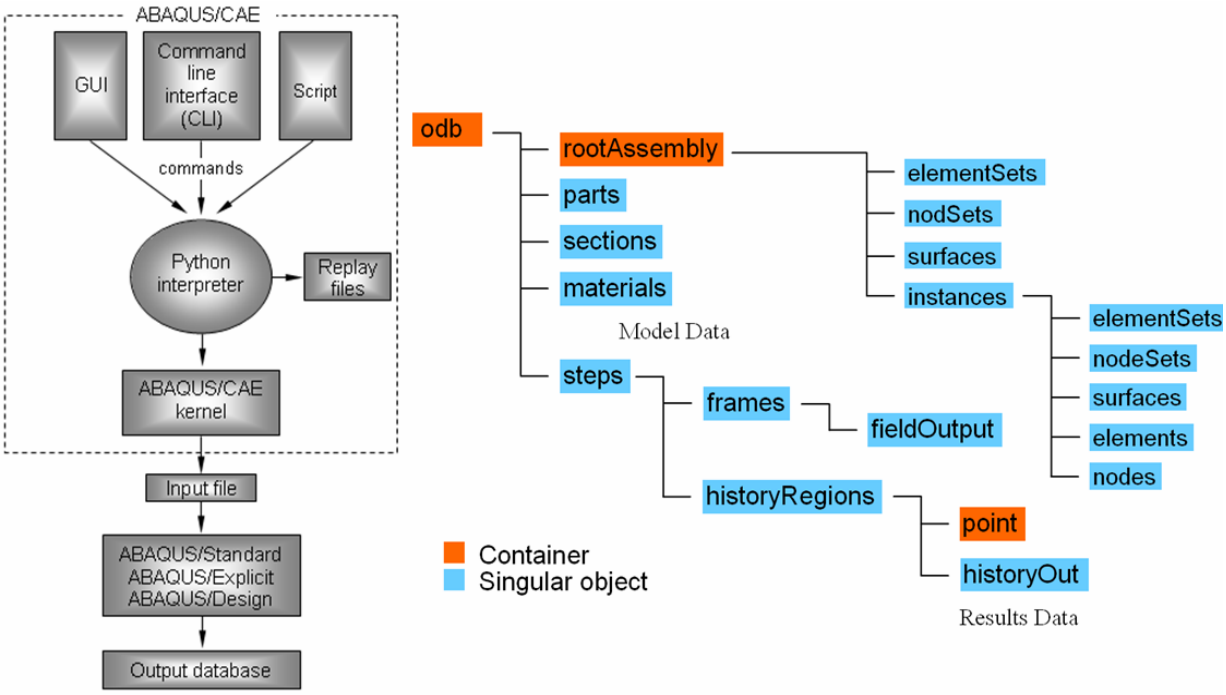


Figure 37. Principe de fonctionnement du script *Python* sous *ABAQUS/Cae* et *ABAQUS/Viewer*.

En fait, il est possible d'automatiser toutes les tâches effectuées habituellement à travers de l'interface graphique de la création du modèle EF jusqu'à la récupération des résultats. *Python* est un langage script orienté objet et gratuit (www.python.org), il est capable d'ajuster n'importe quel paramètre du modèle EF et de récupérer toute sorte de grandeurs disponibles dans le fichier de sortie *ODB*. Les résultats peuvent être récupérés à n'importe quel incrément (pas de temps) et écrits dans un autre format (texte *ASCII* par exemple). D'autre part, le langage *Python* offre la possibilité de lancer des exécutables. Ce fait nous permet de coupler facilement des algorithmes d'optimisation écrits en *Fortran* ou en *C++*.

II.4 Conclusion

Dans ce chapitre, après avoir présenté la formulation et les caractéristiques principales des deux approches, incrémentale et inverse, utilisées pour la modélisation numérique de l'emboutissage, nous avons montré les procédures les plus utilisées pour la résolution des équations non linières en emboutissage : statique implicite et dynamique explicite. Enfin, une brève description du principe de fonctionnement et des interactions possibles du langage *Python* avec *ABAQUS*.

CHAPITRE III. ÉTUDE DE SENSIBILITÉS DES PARAMÈTRES D’EMBOUTISSAGE

III.1 Introduction

Dans ce chapitre nous présenterons les principaux défauts rencontrés dans les produits en fin d'emboutissage et après relâchement des outils ainsi qu'une présentation des travaux de recherche récents concernant le contrôle de paramètres du procédé et les phénomènes de striction et de plissement en emboutissage. Nous présentons sur la Figure 38 les différentes phases du cycle de fabrication d'une pièce obtenue par le procédé d'emboutissage [**Ben04**] :

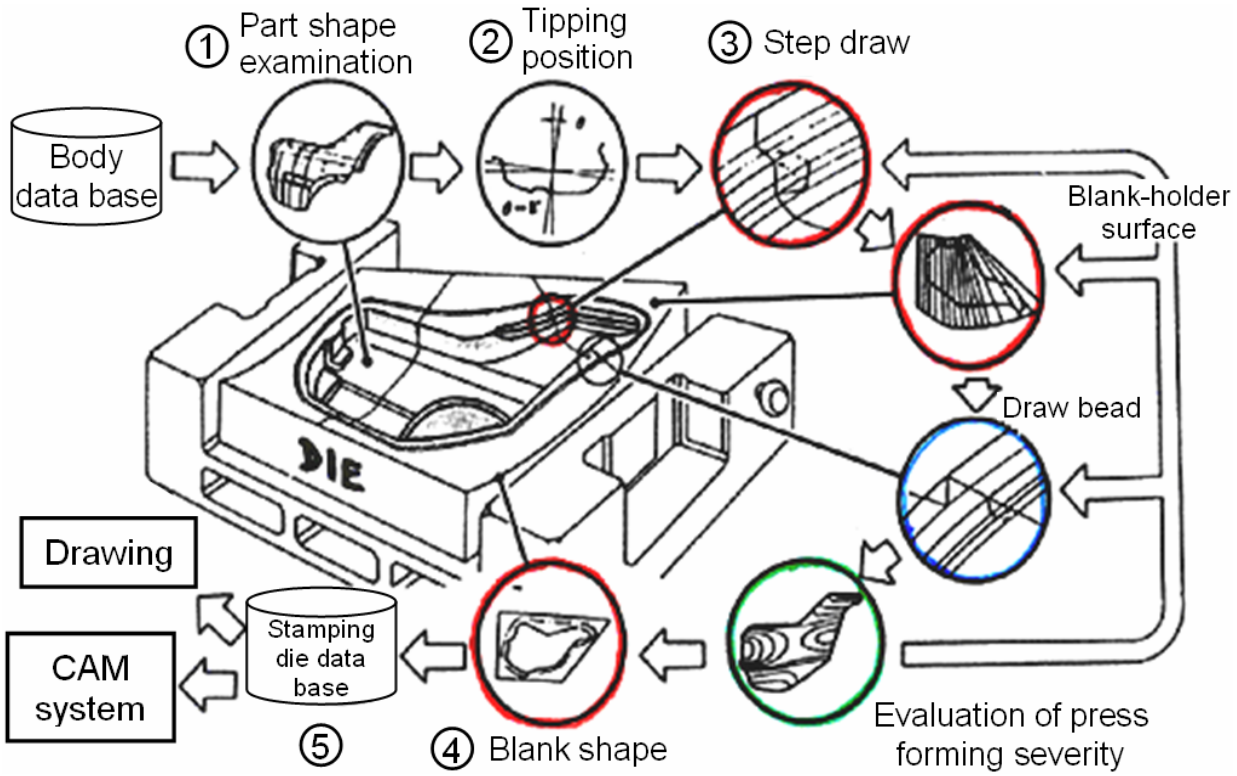


Figure 38. Cycle de production d'une pièce emboutie.

1) Dès la réception des données géométriques de la pièce à emboutir, le concepteur examine la formabilité de celle–ci « *part shape examination* », ce qui implique une procédure itérative de modification des caractéristiques géométriques ou fonctionnelles de la pièce, jusqu'à ce qu'elle soit valide pour une opération d'emboutissage.

2) La deuxième phase consiste en ce qui s'appelle « *opération de balancement* » ou « *tipping position* », qui est l'un des points les plus importants de ce procédé. Il faut, en effet, analyser les zones des contre dépouilles et déterminer la direction adéquate d'emboutissage. Cette option devenue automatique existe de nos jours sur presque tous les logiciels professionnels dédiés à l'emboutissage, par exemple *AUTOFORM*, *PAM–STAMP*, *STAMPACK*,...

3) La troisième phase consiste en la conception des surfaces d'habillage « *step draw* », appelées aussi « *murs de protection* » pour la conception des outils d'emboutissage (poinçon et matrice) en se basant sur les données *CAO* de la pièce désirée. Pour cela plusieurs étapes sont envisageables :

— Rayonnage des arêtes vives avec des rayons évolutifs et remplissage des trous : Cette modification de la pièce est habituellement la plus importante pour améliorer la formabilité.

— Conception de la surface serre–flan : Le concepteur détermine les caractéristiques géométriques de la surface serre–flan qui a une influence directe sur la qualité de l'embouti final.

— Conception des surfaces d'habillage additionnelles : Le concepteur détermine la géométrie des surfaces d'habillages, définit les rayons (entrée matrice, poinçon, ...), les angles (angle de mur, ...) et les dimensions (largeur d'entrée matrice, hauteur de boudin, ...).

— Etude du nombre et des positions des joncs de retenue pour contrôler l'écoulement de la matière : Plusieurs recherches ont été faites sur les joncs, dont on peut citer les travaux effectués à l'UTC par Guo et al. [**Guo00**, **Nac01**], en Hollande par Meinders et al. [**Mei00**], aux USA par Jansson et al [**Jan05**].

— L'évaluation des paramètres de presse : force de serrage, vitesse du poinçon, lubrification, qui a fait l'objet de plusieurs travaux dont ceux Batoz et al. A Saint–Dié des Vosges, ainsi que ceux d'autres groupes Allemands…

— Analyse de la découpe pour faciliter le détourage de la pièce après emboutissage.

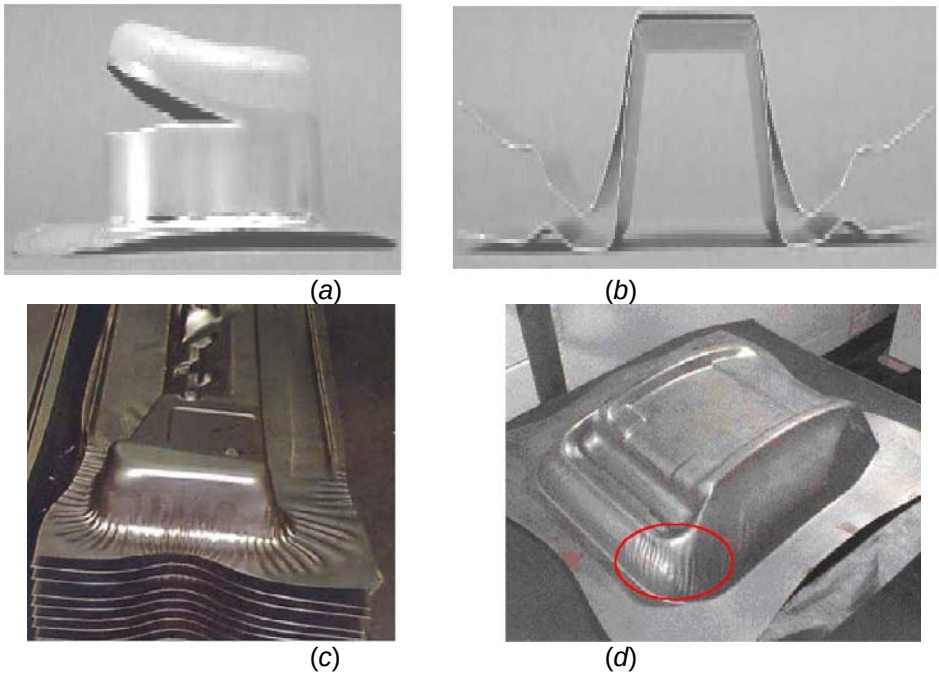
4) La quatrième phase concerne le dimensionnement du flan initial « *blank shape* » : Il s'agit déterminer la quantité de matière (minimale si possible) de façon à obtenir une pièce sans défaut (rupture, plis, retour élastique…). Plusieurs travaux de recherche ont été faits dans ce domaine. On peut citer les travaux de Naval et al. [**Nav02**] et ceux de Naceur et al. [**Nac03**]…

5) La dernière phase est le lancement de la fabrication (gamme d'usinage), qui n'est effectuée que si les phases précédentes sont toutes validées et acceptées.

La mise en place d'un tel procédé était, jusqu'il y a peu, basée sur l'expérience et des procédures de type essai/erreur. Une telle manière de faire s'avère malheureusement extrêmement coûteuse. Les prix des outils (poinçon, matrice,...) utilisés pour mettre en forme les tôles métalliques sont extrêmement élevés. Afin de diminuer les coûts de mise au point de telles opérations, la simulation numérique a été peu à peu utilisée afin de reproduire sur ordinateur l'ensemble du processus et d'en optimiser les paramètres de manière totalement virtuelle.

III.2 Principaux défauts rencontrés en emboutissage

Au cours de l'opération de mise en forme par emboutissage la feuille métallique subit différents modes de sollicitations. Dans certaines conditions, ces modes conduisent à la formation d'ondulations que nous désignerons généralement sous le nom *plis* ou à un amincissement excessif conduisant à la rupture de la tôle (Figure 39).



(*a*) (*b*) (*c*) (*d*)

Figure 39. Rupture (*a*), retour élastique (*b*) et plissement (*c*) et (*d*).

La rupture et le plissement ne sont pas les seuls critères d'acceptation ou de refus d'une pièce. En effet, selon la fonction recherchée de l'embouti final, les défauts géométriques doivent être pris en compte le plus précocement possible dans la conception des pièces. Il s'agit d'apporter des modifications sur sa

géométrie et/ou adapter l'outil ou les paramètres du procédé, pour compenser les écarts géométriques et réduire le retour élastique. La difficulté principale de l'emboutissage de pièces complexes est de contrôler le procédé à l'intérieur de ces limites de défaillances. Nous souhaitons que la pièce après mise en forme ne présente pas de défauts volumiques, surfaciques et dimensionnels :

— les défauts de la surface tels que la présence de rayures, signes de grippage, etc.

— la rupture ;

— la non conformité de la forme de la pièce qui est due à un retour élastique excessif ou à une formation de plis dans certaines zones de la pièce emboutie ;

— la détérioration du revêtement.

L'aspect de la surface constitue un critère déterminant pour l'acceptation des pièces de robe de la carrosserie et peut également être pris en compte pour certaines pièces de structure partiellement visibles.

La rupture, se traduit par une faiblesse du point de vue mécanique et du point de vue aspect. Physiquement, elle se manifeste par une localisation de la déformation. La rupture se produit généralement dans les zones où l'embouti est sollicité en expansion ou en traction plane. Elle apparaît quand les déformations locales ont dépassé la capacité d'allongement plastique du métal. De nombreuses méthodes sont utilisées, pour prédire ce type de défaut ([**Con85**], [**Mar67**], [**Hor96**], [**Bru98**], [**Cor83**] et [**Bou03**]).

Après extraction de la pièce, on observe souvent des défauts de tolérances dimensionnelles. En effet, la pièce emboutie n'a jamais la géométrie de l'outil. Elle s'en rapproche de très près, mais elle présente en général un écart de cote lié au retour élastique après retrait des outils. Le retour élastique est d'autant plus marqué que la limite d'élasticité du métal est plus élevée (Acier, HLS) et son module d'élasticité plus faible (Aluminium). Cet écart à la géométrie nominale peut être minimisé par une mise au point précise des outils. Si cette différence de géométrie n'est pas contenue dans des tolérances sévères, elle peut être préjudiciable au bon fonctionnement de la pièce. Une opération de calibrage peut parfois s'avérer nécessaire pour assurer la précision géométrique recherchée.

Le plissement est un phénomène d'instabilité de type flambement dû à l'existence de contraintes de compression locales dans la tôle. L'analyse du plissement est un problème complexe dans sa globalité. Les plis sont généralement associés à des déformations en rétreint, ils peuvent apparaître aussi bien dans les brins libres (facettes courbes) que sous serre–flan (facettes planes). Ils résultent aussi bien des contraintes de formage proprement dites que des contraintes résiduelles libérées après décharge et extraction de la pièce hors des outils.

La meilleure réponse à ce type de phénomène consiste à éviter de telles zones de compression lors de l'opération de mise en forme [**Col02a**]. Mais cela n'est bien sûr pas toujours possible. Sur le plan matériau, les éléments à prendre en compte sont :

— *L'épaisseur* : Plus elle est faible, plus l'inertie décroît, plus le plissement est probable.

— *La limite d'élasticité* : Sous l'action d'une compression dans son plan, l'idéal serait qu'une tôle s'épaississe en se déformant plastiquement. Mais plus la limite d'élasticité est élevée, plus est retardé le début de cette déformation plastique, plus haute est la contrainte atteinte et plus brusque sera le flambement de la tôle. Les tôles ayant les plus basses limites d'élasticité sont donc celles qui plisseront le moins.

— *Le coefficient d'anisotropie normale* r : S'il a une haute valeur cela signifie que le métal se rétreint facilement, donc sous des contraintes faibles. De ce fait, les contraintes de compression radiale sont limitées et le plissement sera retardé.

Du coté du procédé, il n'y a que deux possibilités d'amélioration :

— Interdire la naissance des plis et réduire les contraintes de compression circonférentielles, en retenant plus la tôle sous serre–flan dans les zones en rétreint par le contrôle de la force de serrage et/ou par l'utilisation des joncs ([**Tho00**], [**Gan02b**], [**Cao01**] et [**Des00**]) ;

— Limiter autant que possible les brins libres dans les zones centrales des pièces en utilisant des systèmes appliquant une pression sur la face intérieure (hydroformage ou élastoformage).

Parallèlement, plusieurs facteurs, tous de la même importance [**Gan02a**], contribuent à la bonne réussite d'une opération de mise en forme par emboutissage. Ceci rend donc difficile tout contrôle parfait.

Ces facteurs sont :

— les caractéristiques mécaniques du matériau utilisé ;

— la géométrie du flan et des outils (rayons de raccordement, jeu matrice poinçon, etc.) [**Nac98**] et [**Bar98**] ;

— l'état physique de surface de la tôle et celles des outils (en particulier la rugosité des surfaces). La rugosité est déterminante pour l'interaction avec le lubrifiant et pour les caractéristiques d'un revêtement éventuellement présent ;

— la géométrie et/ou l'emplacement des joncs ([**Bec00**] et [**Nac98**]).

III.3 Principaux paramètres du procédé d'emboutissage

Le comportement du flan au cours du procédé d'emboutissage est complexe et dépend de nombreux paramètres tels que :

— les propriétés mécaniques du matériau à mettre en forme ;

— la géométrie du flan ;

— les propriétés tribologiques de l'interface outil–flan ;

— les efforts de serrage et d'emboutissage ;

— la géométrie des outils ;

— la vitesse des outils ;

— la température de mise en forme ;

— …

Pour réduire le nombre des pièces défectueuses et pour faciliter la mise au point des outils, il s'avère nécessaire d'arriver à une meilleure compréhension de l'influence de différents paramètres du procédé sur la qualité de la pièce. Ainsi, la maîtrise et l'optimisation de certains paramètres opératoires du procédé permettent d'améliorer la formabilité du matériau et la robustesse du procédé. En effet, la réussite de l'opération d'emboutissage repose généralement sur un minutieux travail de mise au point. L'utilisation de la simulation numérique couplée avec des algorithmes d'optimisation permet une mise au point automatique et virtuelle. Parmi les paramètres les plus pertinents à contrôler, on peut citer :

III.3.1 Forme du flan initial

Plusieurs auteurs [**Bat05**], [**Deb05**] et [**Kim98**] ont proposé d'optimiser la géométrie du flan initial. Les variables de conception sont alors les points de contrôle d'une B–spline cubique uniforme. Différentes fonctions Objectifs sont testées. Elles utilisent les variations d'épaisseur pour contrôler les risques de trop fort amincissement, qui précède la rupture de la tôle et les risques d'épaississement, qui traduise une tendance à la formation de plis.

Les simulations numériques sont effectuées sur des logiciels basés sur les approches simplifiées et incrémentales couplées avec des méthodes de programmation mathématique (BFGS, SQP, Newton,...). Le calcul des gradients des fonctions objectif et limitations peut être effectué par une méthode d'état adjoint, c'est–à–dire de façon semi–analytique dans le logiciel de simulation du procédé, ou par la méthode de différences finies [**Deb05**].

Lors des premières présentations des résultats, des critiques ont été soulevées sur la forme du contour difficile à obtenir dans un contexte industriel de grandes cadences. Il semble que l'introduction de portique de découpe laser et l'augmentation du prix de l'acier rendent plus intéressant ce type d'optimisation.

D'autres équipes de recherche travaillent sur l'optimisation du contour du flan, on peut citer les travaux de l'équipe du Professeur Gélin de l'ENSMM, qui utilise un code incrémental [**Gho00**], [**Lab03**] et [**Kel04**].

III.3.2 Effort de serrage

Les développements actuels et les futures recherches de la technologie d'emboutissage ont comme objectif principal l'amélioration de la fiabilité du procédé. En conséquence, beaucoup d'efforts ont été faits pour mieux adapter les presses mécaniques aux besoins des formages compliqués surtout pour les opérations d'emboutissage profond les plus délicates. Le développement le plus significatif est la segmentation élastique du serre–flan (Figure 40). Ce type de serre–flan a été utilisé dernièrement dans de nombreux travaux de recherche ([**Hal00**], [**Häu00**], [**Sie00**], [**Sie03**] et [**Wag03**]). Sous l'effet des efforts exercés par des vérins hydrauliques et grâce à son comportement élastique, une augmentation de la pression dans un vérin engendrera une augmentation locale de l'effort de serrage, qui ralentit localement l'écoulement de la matière.

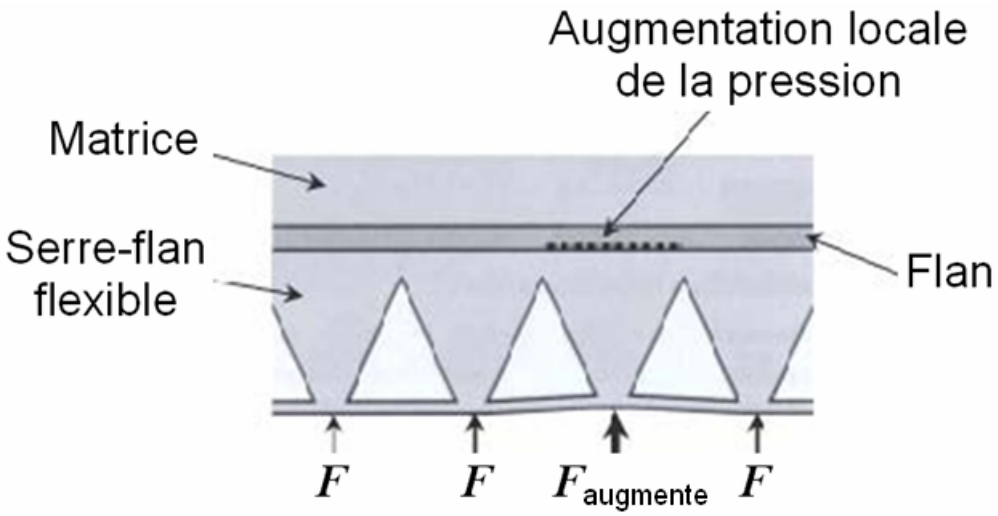


Figure 40. Principe de la segmentation élastique du serre–flan.

Selon les difficultés rencontrées et les buts recherchés, les auteurs ont utilisé différentes stratégies de serrages. Ils considèrent généralement que le serrage est optimal "parfait" lorsque la pièce ne présente pas de défauts. Siegert et al [**Sie03**] ont étudié une pièce industrielle (Figure 41) présentant de nombreux défauts, des ruptures, des plis sous serre–flan et dans la partie active de la pièce et un manque de déformations plastiques dans certaines zones (n'ont pas été suffisamment tendues).

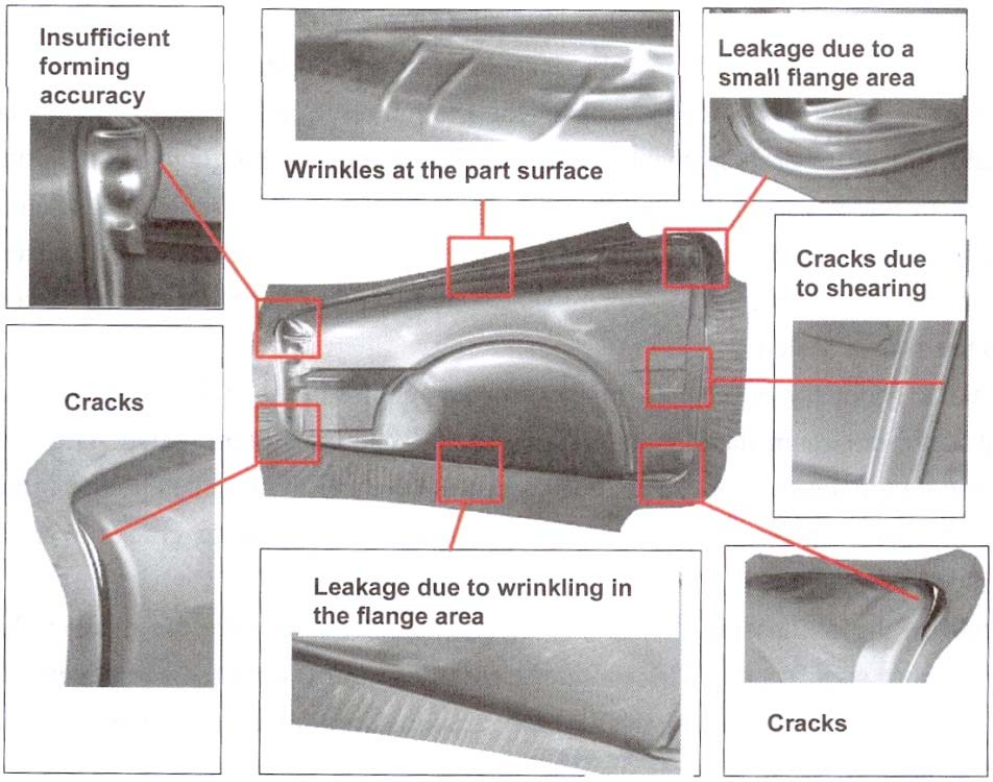
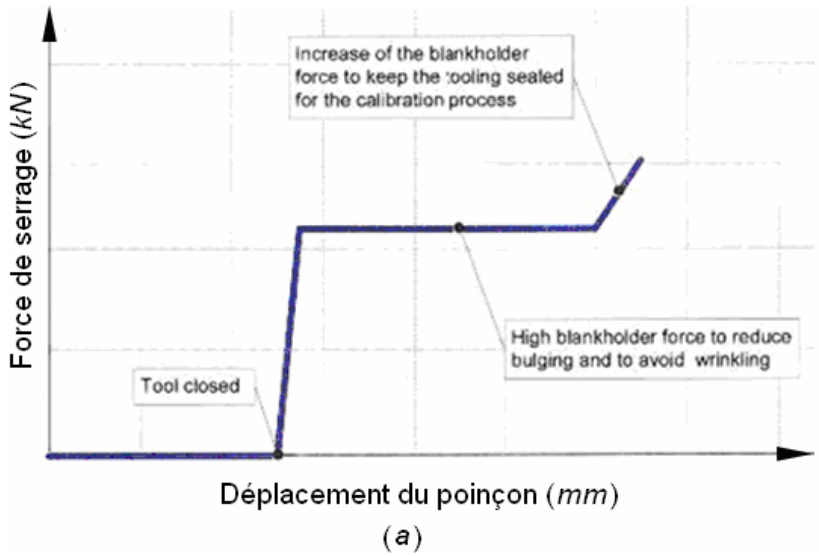


Figure 41. Difficultés en emboutissage et intérêt du contrôle des efforts serre–flan.

Ces défauts ont été évités par le contrôle du profil de douze efforts de serrage en fonction de l'avancement du poinçon. Leurs résultats d'optimisation (Figure 42) ont permis d'améliorer la formabilité du métal et d'obtenir ainsi une pièce sans défauts. Dans certaines zones il faut faciliter l'écoulement de la matière en appliquant un effort de serrage faible et l'augmenter brusquement à la fin de l'opération afin de réduire le retour élastique. En revanche, dans d'autres parties ils appliquent un effort assez important dès le début dans le but d'obtenir une pièce suffisamment tendue et rigide.



(a)

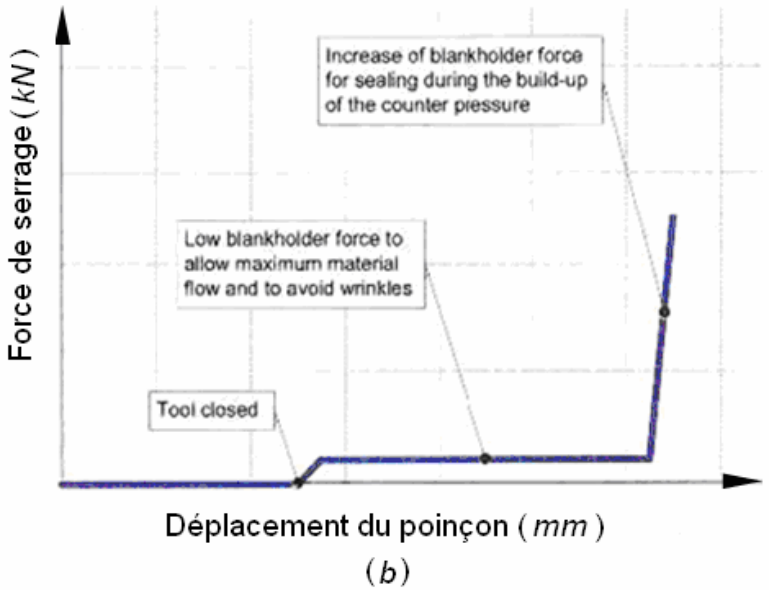


Figure 42. Contrôle des efforts de serrage : (*a*) sur le segment 3, (*b*) sur le segment 4.

La détermination de la force de serrage (ou pression de serrage) optimale pour des emboutis de formes simples ou complexes a fait l'objet de nombreux travaux. Descamps, Chamont et Kergen [**Des00**] ont étudié et analysé la formabilité des deux matériaux (*DDQ* et *HSLA*[1]) en utilisant un serre–flan conventionnel et un serre–flan flexible. Ils ont combiné différents profils de serrage pour le serre–flan flexible :

— Force constante (pression uniforme et constante) ;

— Profil global de la force de serrage ;

— Profil local de la force de serrage (par zone).

A travers cette étude ils ont montré qu'avec un serre–flan flexible et en ajustant localement la force de serrage on peut atteindre des profondeurs de plus en plus élevées même pour des matériaux très résistants (Figure 43).

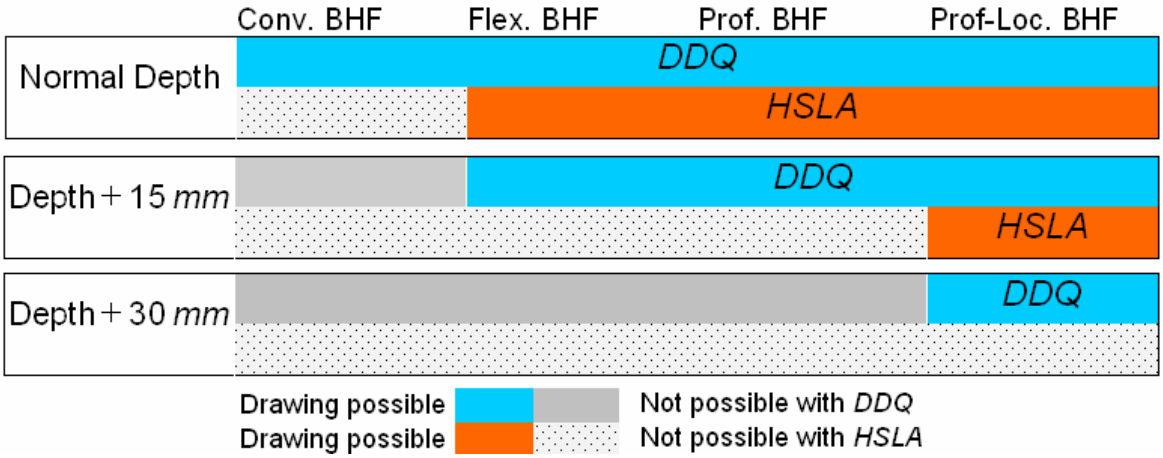


Figure 43. Avantage de la flexibilité du serre–flan et du contrôle local de la force de serrage.

[1] Acier à haute limite d'élasticité, faiblement allié.

III.3.3 Propriétés du matériau

Concernant les propriétés du matériau, les travaux menés cherchent à trouver un matériau qui permet de réaliser la géométrie étudiée.

Delamézière [**Del02b**] utilise les courbes limites de formage pour détecter les risques de rupture et un indicateur de plissement sur la partie utilisée de la pièce. La simulation du procédé est effectuée par Approche Inverse. L'indicateur de plissement est calculé en fonction de l'état de contraintes sur chaque élément. La courbe limite de formage dépend du matériau et du chemin de déformation. Pour chaque nouveau matériau utilisé lors de l'optimisation une courbe est déterminée en utilisant le modèle de Marciniak et Kuczynski.

Les variables de conception sont n l'exposant d'écrouissage de la loi d'Hollomon ($\sigma = K\varepsilon^n$) et le coefficient d'anisotropie moyen de Lankford r.

La méthode est appliquée sur le cas–test de la boîte carrée de *Numisheet*'93. Deux matériaux, un acier et un alliage d'aluminium, étaient proposés pour effectuer des tests expérimentaux et des simulations numériques. Or il fut trouvé que l'aluminium proposé ne permet pas de dépasser une profondeur de 20 *mm* sans rupture. Une boîte d'une profondeur de 23 *mm* est alors étudiée.

Pour ce cas deux méthodes d'optimisation ont été utilisées. La première, fait appel à une surface de réponse calculée par approximation diffuse, la seconde est un algorithme de type BFGS.

Le Tableau 2 présente les résultats. Les valeurs initiales sont les propriétés de l'aluminium qui présente des points au–dessus de la courbe limite de formage (non représenté). L'indicateur de plissement R_w vaut 10.4. L'objectif est de n'avoir aucun point au–dessus de la courbe limite de formage et un indicateur de plissement de 5. Cela est atteint par les deux méthodes d'optimisation. Les propriétés obtenues tendent vers les valeurs de l'acier, qui était proposé à *Numisheet*'93. On note également une diminution des valeurs minimale et maximale de la variation d'épaisseur Δh_{min} et Δh_{max} [**Del02b**].

Matériau	n	r	R_w	Δh_{min}	Δh_{max}	Evaluations de J	Ité.
Aluminium	0.3593	0.6425	10.4	−35.60%	16.16%		
Diffus	0.1943	1.9339	3.81	−9.730%	11.07%	26	7
BFGS	0.2390	1.9500	5.00	−9.960%	10.84%	16+2x16	12
Acier	0.2637	1.7700	5.85	−10.08%	9.460%		

Tableau 2. Optimisation des propriétés matériau.

Les deux méthodes d'optimisation sont déterministes, les résultats sont différents car il existe une infinité de couple (n,r) mettant de réaliser une géométrie.

La principale hypothèse de ce travail est de considérer que les propriétés du matériau sont continues, que n'importe quel couple (n,r) existe. Ceci n'est pas complètement absurde car l'anisotropie provient essentiellement de l'opération de laminage. En jouant sur la gamme de laminage et sur les traitements thermiques qui s'y trouvent, il est possible d'obtenir le matériau souhaité, mais le prix d'obtention risque d'être prohibitif.

III.3.4 Force de retenue de joncs

Un jonc est une chicane située dans la partie sous serre–flan sur la trajectoire de la tôle et qui va plus ou moins empêcher le mouvement de la tôle suivant sa géométrie (Figure 44).

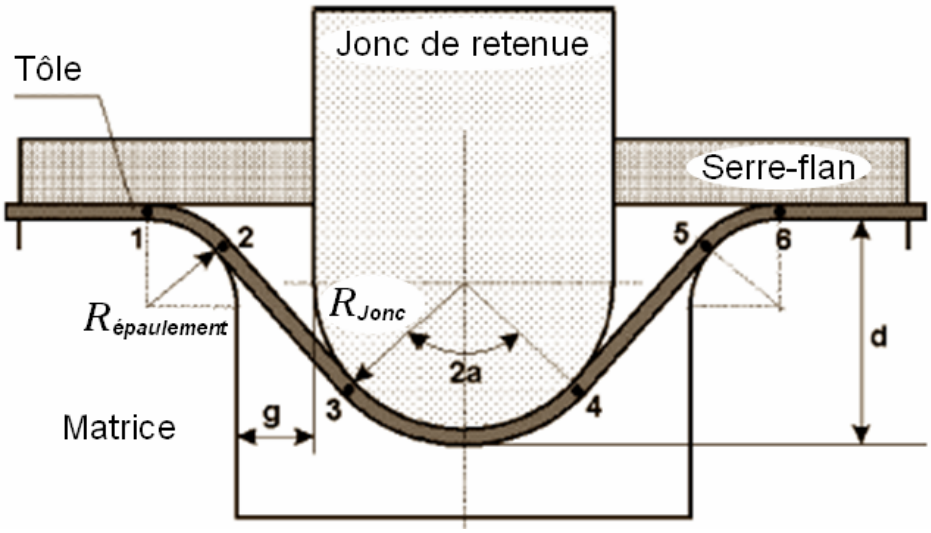


Figure 44. Géométrie d'un jonc de serrage.

La géométrie du jonc n'est pas du même ordre de grandeur que les dimensions de la pièce à emboutir. Une simulation numérique qui intègre le contact–frottement entre la tôle et le jonc sera coûteuse en temps de calcul. Notamment, il faudra utiliser localement un maillage fin dans la zone du jonc, alors que la partie sous serre–flan n'est généralement pas dans la partie utile de la pièce emboutie et disparaît dans les opérations post–emboutissage (découpe…).

Dans les logiciels métier, la modélisation des joncs est effectuée par l'introduction d'une force de retenue. Cette force est soit calculée par un modèle analytique [**Sto88**] soit par un calcul aux éléments finis en 2*D* avec l'hypothèse déformation plane.

Naceur et al. [**Nac01**] ont proposé d'ajouter seize lignes de jonc de serrage sur le cas–test de la coupelle d'amortisseur de Twingo (Figure 45). L'Approche Inverse est utilisée pour simuler le procédé. L'optimisation a pour objectif de minimiser les variations d'épaisseurs.

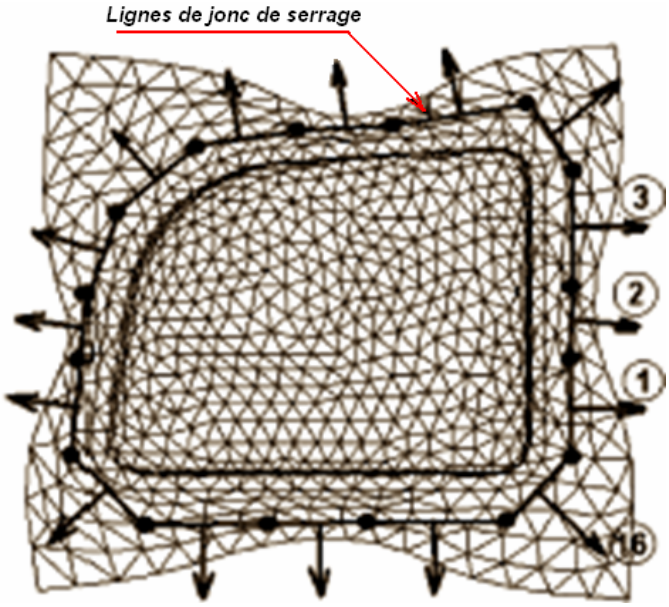


Figure 45. Coupelle d'amortisseur : ligne de joncs de serrage.

La convergence est obtenue après 35 itérations. L'amincissement passe de –18.04% à –17.39% et l'épaississement de 25.74% à 22.26%.

Numériquement les valeurs des forces de retenues sont donc optimisées, il faut ensuite réaliser ces forces. Naceur et al. [**Nac01**], [**Nac04**] ont développé une procédure d'optimisation utilisant un modèle

analytique de calcul de force de retenue. Il s'agit de déterminer la géométrie du jonc qui permet de réaliser la force de retenue calculée pour produire une pièce sans défaut.

Les joncs de serrage ne sont pas la seule technique pour contrôler localement le glissement de la tôle. Plusieurs technologies permettent de localiser l'action de vérins indépendants sur différentes zones de la surface du serre–flan. Ben Ayed [**Ben06**] a étudié les possibilités d'obtenir une pièce sans défauts en optimisant les efforts de ces différentes zones.

Un des cas étudiés est celui de la boîte carrée de *Numisheet*'93 [**Mak93**]. L'aluminium utilisé avec un effort de serrage de 19.6 *kN* sur le serre–flan se fissure pour un déplacement de 20 *mm*. Les profils des efforts dans trois zones distinctes ont été optimisés pour atteindre une profondeur de 25 *mm*.

La simulation numérique est réalisée en utilisant *ABAQUS* en dynamique explicite. L'optimisation utilise une technique basée sur des surfaces de réponse calculée par approximation diffuse ou moindres carrés pondérés. La fonction Objectif est l'énergie totale externe apportée à la tôle, trois fonctions objectifs sont écrites. La première permet la détection de la striction, elle utilise le critère modifié de force maximale décrit par Hora et Brunet. La seconde est un critère heuristique pour détecter le plissement sous serre–flan et la troisième est un indicateur de plissement pour la partie utile de la pièce.

III.3.5 Forme des surfaces d'habillage [Bat05]

Le problème de conception des surfaces d'habillage peut être posé sous la forme (Figure 46).

Dans ce qui suit nous supposons une relation étroite entre les variations d'épaisseur et les défauts engendrés en emboutissage tels que la déchirure et le plissement. Ainsi la fonction Objectif peut être exprimée en fonction des variations d'épaisseur :

$$J^h = \sum_{e=1}^{nelt} \left(\frac{h_e - h_0}{h_0}\right)^p \tag{69}$$

avec h_0 et h_e l'épaisseur de l'élément avant et après emboutissage, l'exposant p est un nombre entier paire (p est égal à 6 [**Deb05**]).

Une autre fonction Objectif concerne les problèmes d'aspect (défauts de visibilité de la pièce). Afin d'éviter le marquage de la pièce lors du passage de la tôle par le rayon d'entrée matrice, la position initiale de chaque nœud sur la partie utile ne doit pas dépasser la ligne qui délimite le rayon d'entrée matrice (point D, Figure 46). La fonction d'aspect peut être définie par :

$$\begin{cases} J^{asp} = max(\left\| \boldsymbol{u}_i \right\| - d_i) \\ \forall\ i = 1, n_{ci} \end{cases} \tag{70}$$

où $\boldsymbol{u}_i$ est le déplacement horizontal d'un nœud du contour inférieur dans la partie utile (P est le point le plus favorable), d_i la distance horizontale entre le point P et la ligne délimitant le rayon d'entrée matrice le point D (Figure 46), n_{ci} le nombre de nœuds du contour inférieur de la pièce.

Quatre paramètres géométriques H, r_m, B et α sont choisis comme variables de conception (Figure 46). Des valeurs empiriques peuvent être utilisées pour fixer les bornes inférieure et supérieure des variables de conception.

L'algorithme *FSQP* « Feasible Sequential Quadratic Programming » a été combiné avec l'approche inverse, ceci permet d'aboutir à une procédure efficace pour l'optimisation des surfaces d'habillage en emboutissage.

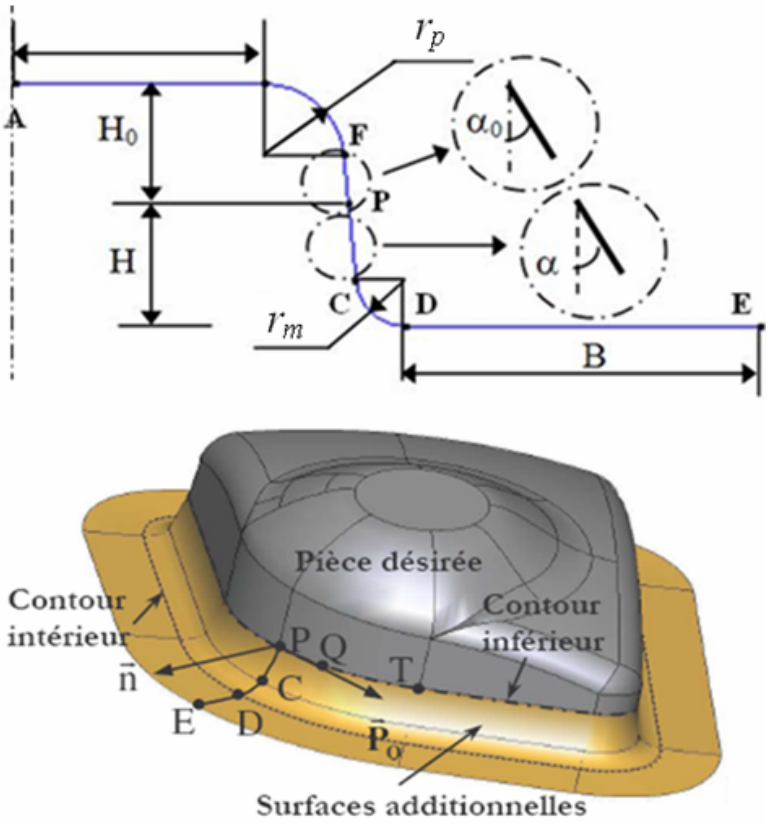


Figure 46. Courbe de profil PCDE et les quatre variables géométriques de conception.

Nous présentons ici l'exemple de la boîte carrée de *Numisheet*'93 pour l'optimisation des surfaces d'habillage. Les dimensions géométrique de la partie utile sont : $\alpha_0 = 5.4°$, $H_0 = 12.5$ *mm* et $r_p = 8$ *mm* (Figure 46). Les valeurs initiales des variables de conception des surfaces d'habillage sont choisies comme suit : $H = 17.5$ *mm*, $B = 30$ *mm*, $\alpha = 10°$ et $r_m = 8$ *mm*. Leurs limitations sont : $10 \le H \le 20$ *mm*, $20 \le B \le 40$ *mm*, $5° \le \alpha \le 30°$, $5 \le r_m \le 10$ *mm*.

Il est facile de satisfaire chacune des deux fonctions Objectifs d'épaisseur et d'aspect. Par contre lorsqu'il s'agit de satisfaire les deux fonctions en même temps, le problème devient complexe, puisque la solution dépendra du choix des coefficients de pondération de chacune.

C'est ainsi que nous choisissons de prendre la fonction d'épaisseur comme limitation et par conséquent, seule la fonction d'aspect est prise en compte comme fonction coût unique :

$$\begin{cases} min(\left|J^{asp}\right|) \;\; ; \quad J^{asp} \le 0 \\ (\dfrac{h_e - h_0}{h_0})_{min} \ge -20\% \;\; ; \quad (\dfrac{h_e - h_0}{h_0})_{max} \le 15\% \\ X_{iL} \le X_i \le X_{iU} \quad ; \quad i = 1...4 \end{cases} \tag{71}$$

où X_i les variables géométriques de conception la limitation, X_{iL} et X_{iU} les limites supérieures et inférieures imposées aux variables, $J^{asp} \le 0$ permet d'éliminer le problème d'aspect. La minimisation de la valeur absolue de J^{asp} permet d'obtenir J^{asp} juste inférieure à zéro dans le but d'éviter la convergence vers des solutions donnant des murs de protection trop grands.

Le calcul est très rapide utilisant peu de temps *CPU*. La procédure d'optimisation a permis d'obtenir les valeurs géométriques suivantes : $H = 12.34$ *mm*, $\alpha = 10.7°$, $r_m = 7.49$ *mm* et $B = 29.04$ *mm*. La variation d'épaisseur obtenue avec les paramètres optimaux est donnée sur la Figure 47.

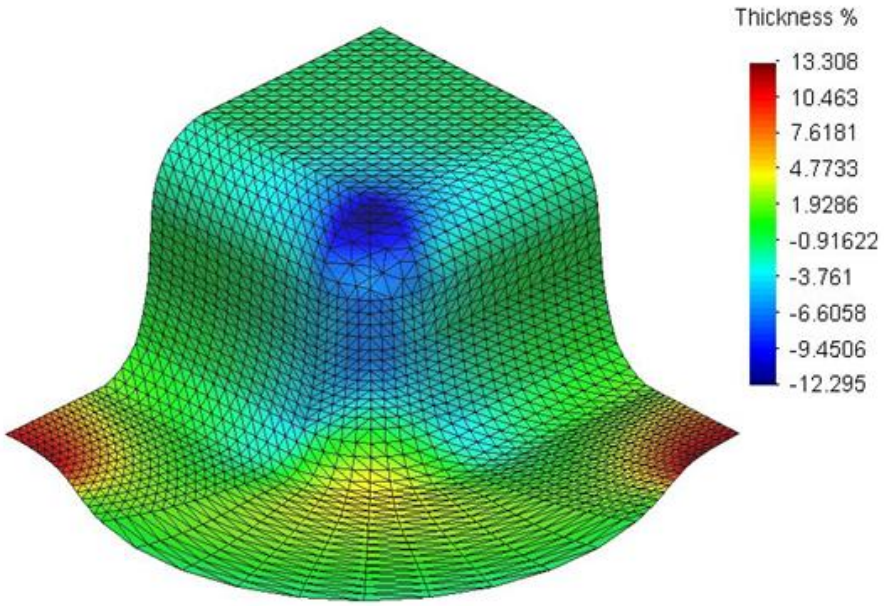


Figure 47. Variation d'épaisseur pour les paramètres optimaux.

La Figure 48 montre l'évolution des fonctions Objectifs d'épaisseur et d'aspect. Les premiers 32 appels correspondent à la recherche de faisabilité, les 158 appels suivants correspondent à la recherche de l'optimum.

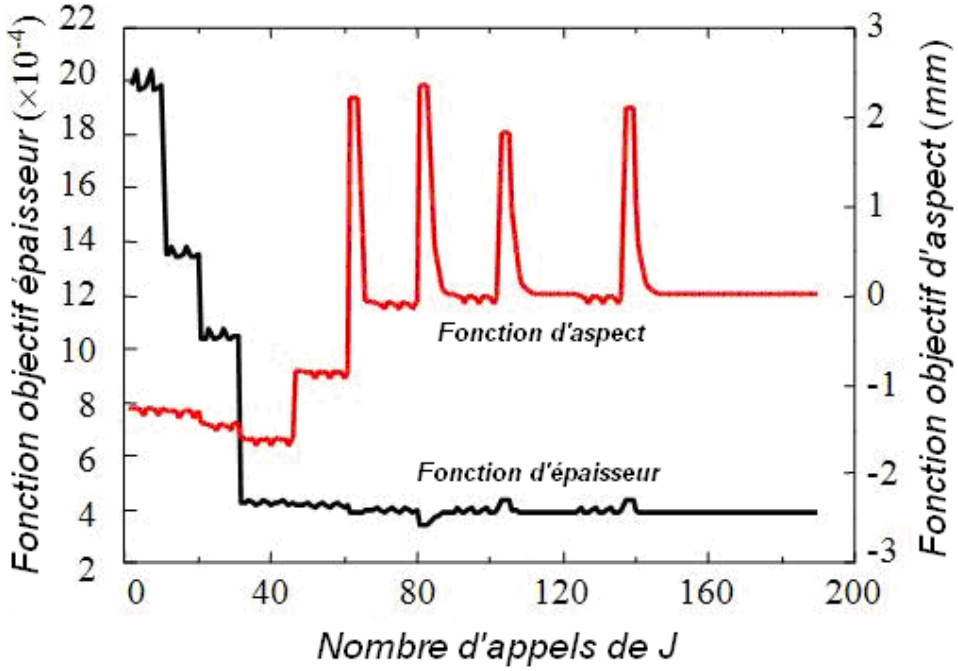


Figure 48. Évolution des fonctions Objectifs d'épaisseur et d'aspect.

III.3.6 Géométrie des outils

Wang et Lou [**Wan01**] utilisent le code numérique d'emboutissage *OPTRIS* pour optimiser la géométrie des outils dans l'objectif de respecter la géométrie finale de la pièce. Ils n'utilisent pas une méthode d'optimisation mathématique, mais ils font de la compensation géométrique qui permet d'atteindre un

objectif. Pour valider les résultats obtenus par simulation numérique, ils ont d'abord effectué des comparaisons entre les géométries de la tôle après retour élastique obtenu par simulation numérique et des emboutissages réels. Puis ils utilisent la technique de l'aller élastique (spring–forward). Le retour élastique est causé par des forces et des moments. L'aller élastique consiste à appliquer l'opposé de ces forces et de ces moments sur la tôle, la géométrie obtenue est notée G_a sur la Figure 49. Si cette géométrie était celle obtenue après l'opération d'emboutissage, alors après retour élastique la géométrie devrait être proche de la géométrie souhaitée G. La procédure d'optimisation consiste à générer un nouveau maillage pour chaque outil à partir de la géométrie G_a. La convergence est obtenue après une ou deux itérations. Les applications présentées sont industrielles. La modification des outils se fait au niveau de leurs maillages et non de leurs définitions géométriques ce qui va poser des problèmes pour leurs réalisations, ceci est la principale limitation de cette procédure.

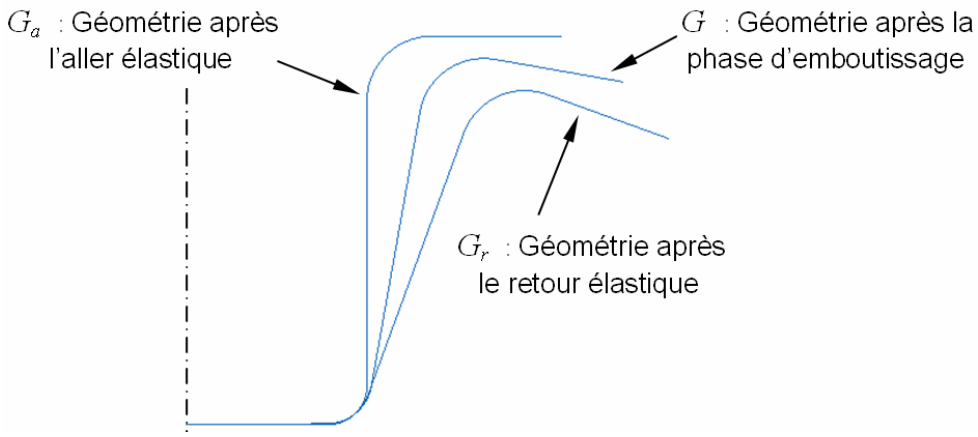


Figure 49. Optimisation du retour élastique.

III.4 Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons présenté une étude bibliographique sur des travaux et des recherches effectués pour détecter et améliorer les principaux défauts rencontrés en fin du procédé d'emboutissage tels que la rupture, le plissement et le retour élastique, en optimisant la géométrie du flan initial, l'effort de serrage, les propriétés du matériau, les forces de retenue de joncs, la forme des surfaces d'habillage et la géométrie des outils....

CHAPITRE IV. APPLICATIONS NUMÉRIQUES

IV.1 Introduction

Le premier apport de la simulation numérique d'un procédé de mise en forme tel que l'emboutissage est l'amélioration de la compréhension des modes de déformations mis en jeu lors de l'obtention de la forme finale pour des conditions opératoires données. L'objectif est de produire des pièces répondant au cahier des charges du client. La compréhension des modes de déformation permet à un utilisateur avec un savoir–faire important en emboutissage de proposer des modifications sur les conditions opératoires en cas de détection de risques de défauts par la simulation numérique.

Dès que les codes de simulations numériques ont montré la qualité de leurs résultats sur des pièces complexes, différentes équipes de recherche ont alors proposé d'étudier un problème d'optimisation mathématique pour chercher automatiquement les valeurs de certains paramètres du procédé pour éviter des défauts sur des pièces. Il s'agit de prévoir les conditions opératoires pour une pièce donnée.

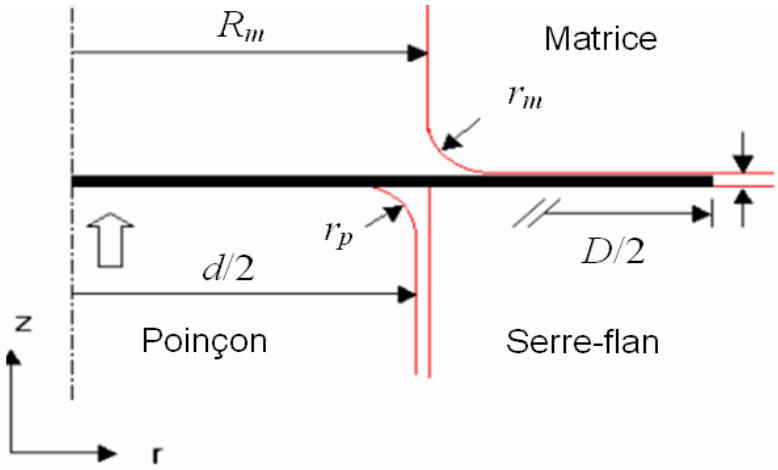
IV.2 Emboutissage d'un godet axisymétrique

IV.2.1 Godet Numisheet'02

IV.2.1.1 Description du modèle

Ce test a été proposé comme Benchmark à la conférence internationale *Numisheet*'02. Les caractéristiques géométriques sont présentées dans la Figure 50.

Le flan d'épaisseur initiale de 1 *mm*, est un acier *DDQ*[1] (Deep–Drawing Quality) dont l'ensemble des paramètres matériels introduits dans *ABAQUS* est répertorié dans le Tableau 3. La profondeur d'emboutissage est égale à 40 *mm* et l'effort de serrage est de 10 *kN*. Avec cet effort des petites ondulations sous le serre–flan sont observées expérimentalement. Cependant, pour un effort de 70 *kN*, il n'y avait pas de plis. La courbe d'écrouissage utilisée dans le modèle EF est celle de Swift : $\sigma_{eq} = K(\varepsilon_0 + \varepsilon_p)^n$, avec : K = 539.87 *MPa*, ε_0 = 0.00786 et n = 0.27035.



$d/2 = 50.0,\ R_m = 51.25,\ r_p = 9.5,\ r_m = 7.0,\ D/2 = 105.0$ (Unité : *mm*)

Figure 50. Paramètres géométriques.

Donnée	Valeur
Masse volumique	7800 *Kg/m*^{3}
Module de Young	213.14 *GPa*
Coefficient de Poisson	0.3
Coefficient de frottement (tôle/ (matrice, serre-flan et poinçon))	0.0426

Tableau 3. Paramètres matériels.

[1] Acier inoxydable qualité spéciale pour emboutissage très profond.

IV.2.1.2 Modélisation numérique

Nous allons étudier et montrer tout au long de cette section l'incidence des procédures de gestion du contact, de la densité du maillage et de l'effort de serrage sur les résultats de la simulation (épaisseur, plis…).

Les hypothèses utilisées pour la simulation sont :

— Matériau élastoplastique à écrouissage isotrope ;

— Anisotropie plastique transverse ;

— Outils rigides analytiques ;

— Pilotage en charge du serre–flan ;

— Pilotage en déplacement du poinçon ;

— Algorithme Explicite (double précision).

Le flan est maillé avec des éléments de coque axisymétriques à deux nœuds (*SAX*1) avec cinq points d'intégration dans l'épaisseur (Figure 51).

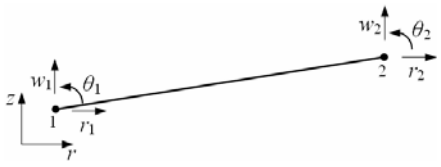


Figure 51. Élément de coque axisymétrique *SAX*1.

L'emploi de la méthode explicite pour résoudre les problèmes de mise en forme implique certaines précautions. En effet, cette méthode n'est fondamentalement pas adaptée aux phénomènes statiques mais aux phénomènes dynamiques très rapides (Crash par exemple). Il s'agit donc de trouver un compromis entre la rapidité du calcul et la précision du modèle. D'une part, un calcul trop rapide fait apparaître des effets dynamiques artificiels. D'autre part, le temps de calcul sera très important, pour une profondeur de 40 *mm*, si on utilise la vitesse réelle du procédé d'emboutissage, qui est de l'ordre de 1 *m*/*s*. Nous devons donc accélérer le calcul sans avoir des effets marquants sur les résultats.

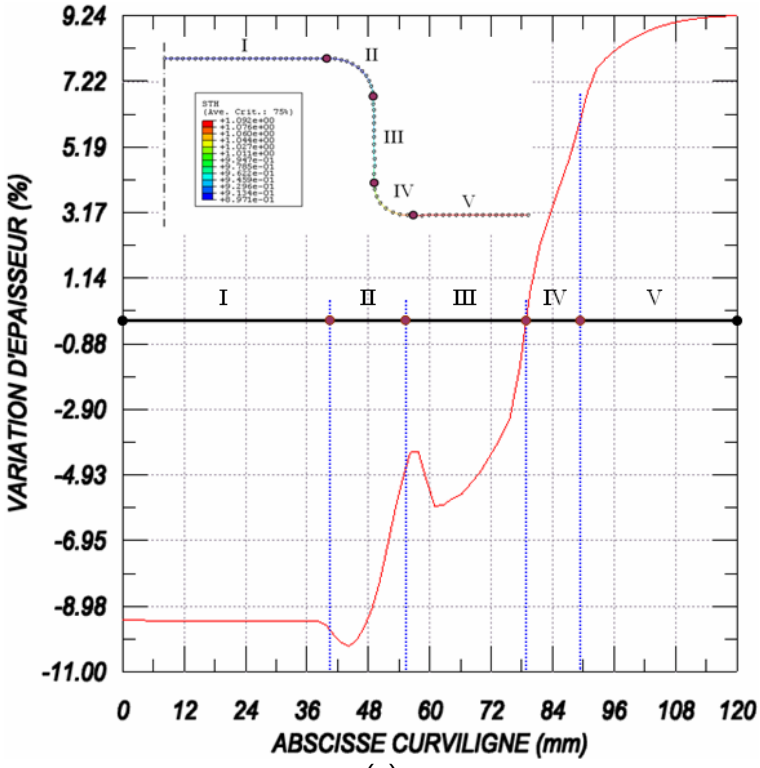
Deux voies sont possibles : la première consiste à augmenter le pas de temps minimal en augmentant artificiellement la masse des éléments par l'utilisation de la méthode dite *mass scaling*. La deuxième nécessite l'augmentation de la vitesse d'emboutissage. Les deux solutions engendrent une augmentation des effets d'inertie, il faut donc veiller à ce que ces effets, ne deviennent pas trop importants en contrôlant le niveau des énergies (cinétique et interne) à la fin du calcul. On peut comparer aussi avec les résultats de l'analyse statique et avec les résultats expérimentaux.

Une étude réalisée par Xi Wang et Jian Cao [**Wan00**], en utilisant le code EF *ABAQUS*, montre que l'instant d'apparition et l'amplitude maximale des plis dans le brin libre sont très sensibles à la densité du maillage.

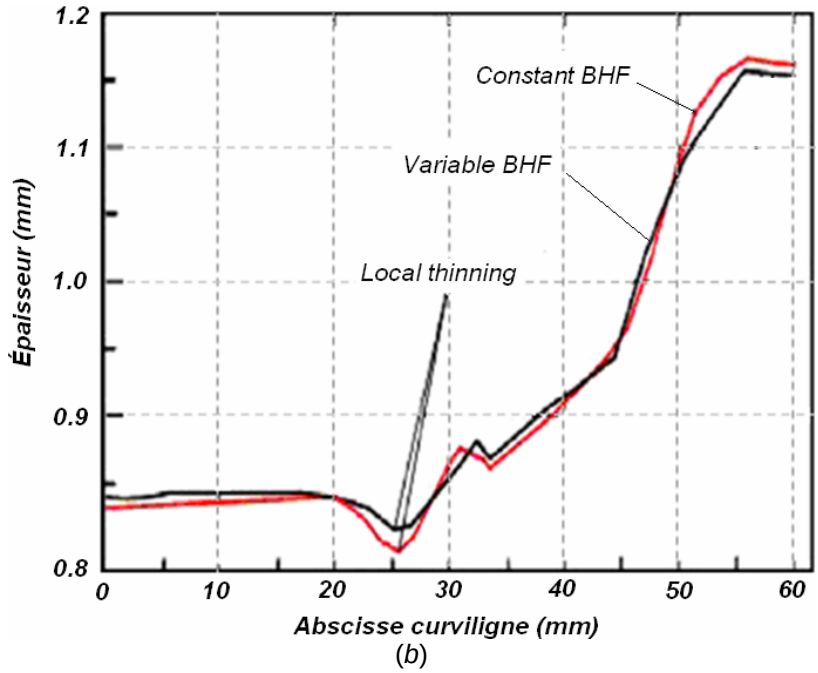
IV.2.1.3 Distribution des contraintes et des déformations

La Figure 53 montre la distribution des contraintes radiales et circonférentielles sur la peau supérieure et la peau inférieure de l'embouti. Lorsque les valeurs des contraintes de la peau supérieure sont égales à celles de la peau inférieure alors on a étirement ou compression uniforme (membrane) et cela sur le fond, sur le brin libre et sur quelques points du mur et des arrondis de l'embouti. Dans le reste des zones où les contraintes des deux peaux ne se sont pas égales alors on a étirement ou compression et flexion. Les grands écarts entre les contraintes radiales des deux peaux (Figure 53–*a*) sont causés par le décambrage (dépliage) de la partie de la tôle à la sortie du rayon matrice lorsqu'elle quitte la surface de

contact avec la matrice. Cette partie, initialement, était cambrée (pliée) et tendue autour du rayon matrice. La même chose se dit sur les déformations (Figure 54).



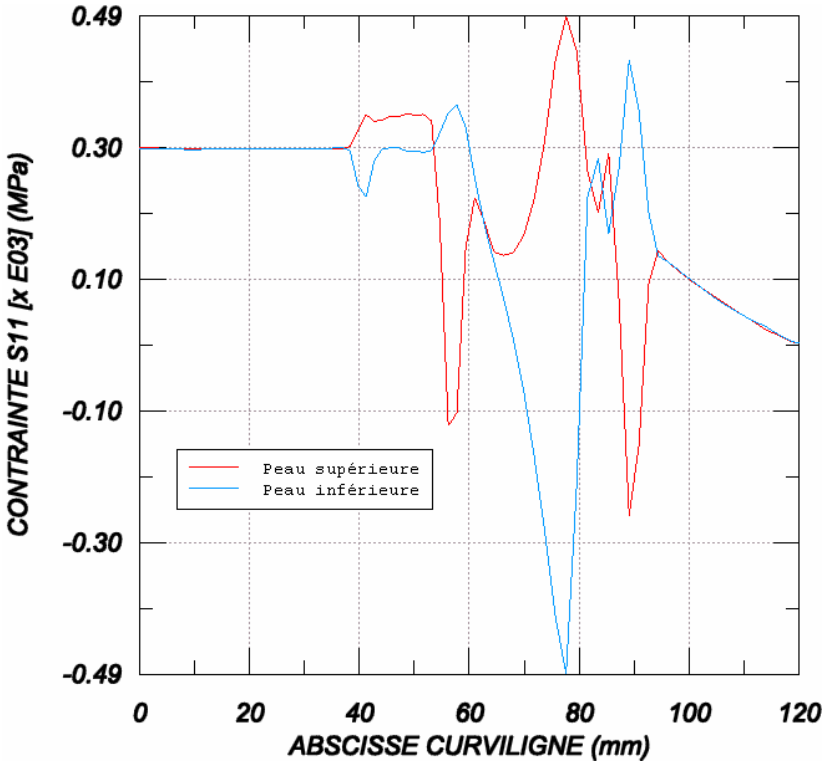
(*a*)



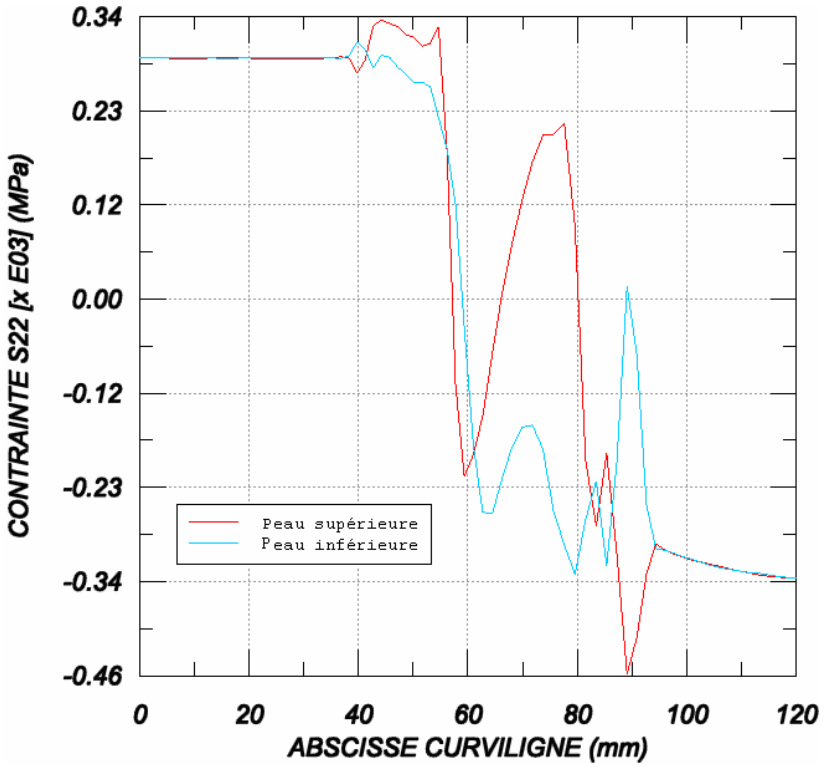
(*b*)

Figure 52. Évolution de l'épaisseur de l'embouti : (*a*) godet Numisheet'02, (*b*) godet [Cha07].

La Figure 52–*b* représente les résultats des travaux de recherches de Q. Changa et al. [**Cha07**], qui ont étudié l'influence des différents serrages (serrage constant et serrage variable) sur la variation d'épaisseur de l'embouti.



(*a*)



(*b*)

Figure 53. Contraintes : (*a*) radiales σ_r , (*b*) circonférentielles σ_θ .

La Figure 53–*b* montre la variation des contraintes circonférentielles des deux peaux le long de l'abscisse curviligne du profil de l'embouti.

La légère différence entre les déformations circonférentielles des deux peaux de l'embouti est due à la flexion des parties en question (rayons de courbure différents) (Figure 54).

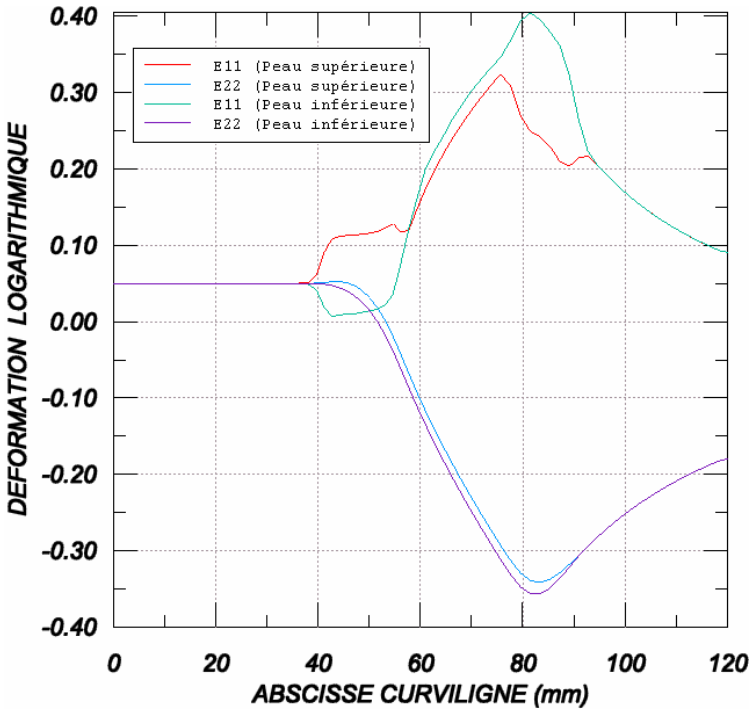


Figure 54. Évolution des déformations logarithmiques ε_r et ε_θ .

IV.2.1.4 Influence de la finesse du maillage

La simulation est faite avec plusieurs maillages avec des éléments de coque axisymétriques *SAX*1 :

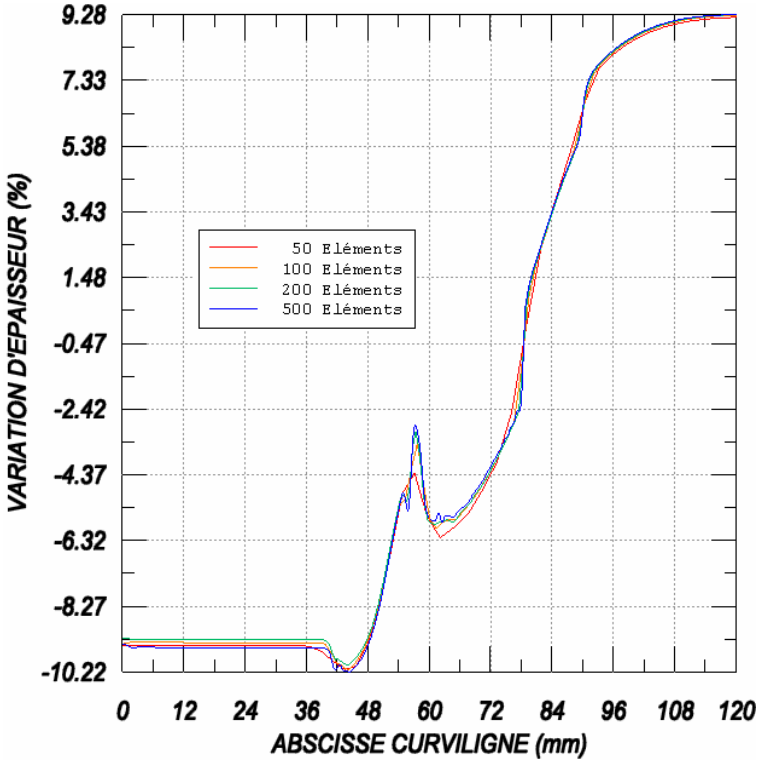


Figure 55. Influence du nombre d'éléments sur l'épaisseur de l'embouti.

La Figure 55 montre qu'il n'y a pas une influence importante de la finesse du maillage sur l'épaisseur de l'embouti sauf au niveau de la zone (III) (mur du godet Figure 52), qui subit une déformation uniaxiale. La stabilisation des résultats est établie à partir de 150 éléments environ.

IV.2.1.5 Étude de l'influence des paramètres de procédé

Nous simulons l'exemple de *Numisheet'*02 en variant à chaque fois l'un des paramètres (diamètre du flan, coefficient de frottement et effort de serrage) sur une plage de valeurs définie au préalable, et comme résultats, nous représentons, pour chaque paramètre, la variation de l'épaisseur de l'embouti le long de son rayon. La Figure 52–*a* montre la variation de l'épaisseur du godet dans les différentes zones : fond, rayon de congé poinçon, mur, rayon de congé matrice et brin libre.

IV.2.1.5.1 Contrôle de la taille du flan initial

Pour cette application, nous simulons trois tôles de diamètres différents :

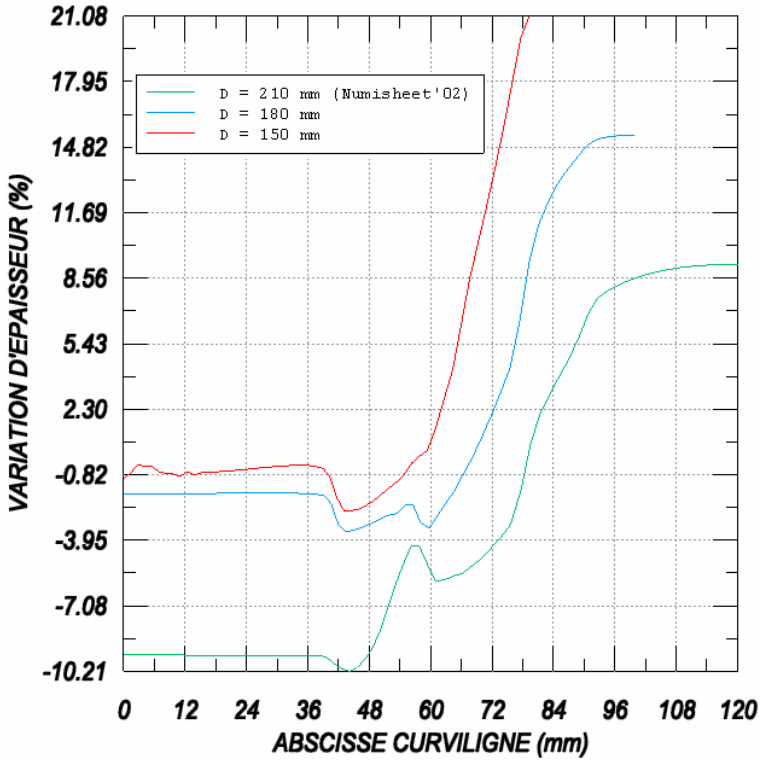


Figure 56. Variation de l'épaisseur de la tôle le long de son rayon avec différents diamètres du flan.

Nous remarquons sur la Figure 56 que la diminution de la taille du flan, c à d une petite surface de contact entre la tôle et serre–flan/matrice, donne la possibilité d'un glissement facile de la tôle entre le serre–flan et la matrice, ce qui implique une faible déformation radiale ε_1 et un rétreint de la tôle d'où vient l'augmentation importante de l'épaisseur sous le serre–flan (21%).

IV.2.1.5.2 Contrôle du coefficient de frottement

En mise en forme, le contact–frottement entre pièces et outils joue un rôle important. En effet, la géométrie finale du produit formé dépend du frottement. Les forces et les couples mis en jeu augmentent avec le frottement. L'état de surface du produit est intimement lié au frottement. Il existe par ailleurs de nombreux travaux concernant ces aspects très importants en mise en forme. En règle générale, plus le rapport entre la surface de contact et le volume en déformation plastique est grand, plus le frottement jouera un rôle important.

Pour ce qui est du frottement proprement dit, il existe plusieurs modèles (Tresca, coulomb, Coulomb–Orowan, Shaw, ...), les modèles les plus fréquemment utilisés dans les codes de calcul d'éléments finis sont les lois de Coulomb et Tresca. Dans notre cas et dans toutes nos simulations, nous utilisons la loi de Coulomb existant dans *ABAQUS,* qui s'exprime : $F_T = \mu F_N$ avec F_T et F_N sont les normes des efforts de contact tangentiel et normal, μ coefficient de frottement [**Les03**].

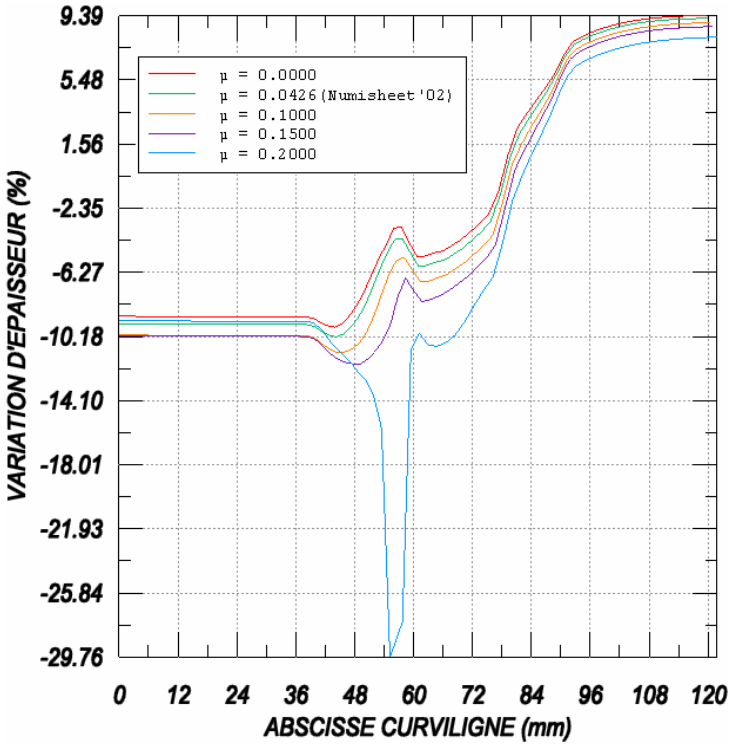


Figure 57. Variation de l'épaisseur de la tôle le long de son rayon avec différents coefficients de frottement.

L'augmentation du coefficient de frottement augmente la force tangentielle du contact entre les outils et la tôle et cela rend le glissement moins facile ce qui conduit à un amincissement (–30%) sur le mur du godet (zone III) au voisinage du rayon de congé du poinçon (zone II) où il y a un risque de rupture et un épaississement sur le brin libre due à la compression circonférentielle (Figure 57).

IV.2.1.5.3 Contrôle de la force de serrage

Nous varions l'effort de serrage qui est appliqué sur le serre–flan durant tout le procédé d'emboutissage. Notons qu'il s'agit d'un serre–flan conventionnel (pression constante) dans toutes nos simulations :

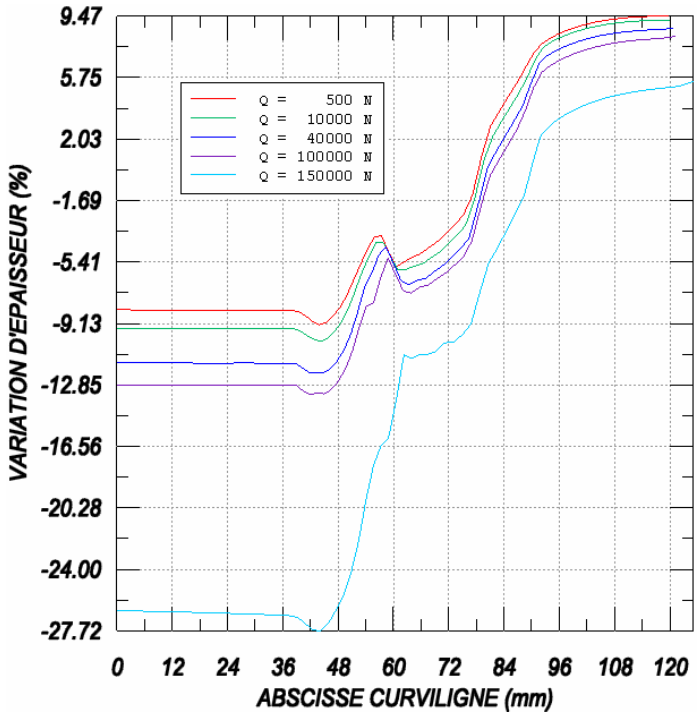


Figure 58. Variation de l'épaisseur de la tôle le long de son rayon avec différentes forces de serrage.

Forte augmentation de l'effort de serrage bloque le brin libre entre le serre–flan et la matrice (emboutissage en expansion) amincissement immédiat de l'épaisseur (–28%) de la tôle sous le poinçon, cette expansion mène à une rupture dans le mur de l'embouti (Figure 58).

IV.2.2 Cas industriels

• *Présentation de la société BENPACK* :

La société *BENPACK* Batna, fait partie des nombreuses unités d'emballages métalliques, cette dernière a été créée l'an 2000.

La société occupe une superficie de production (boîtes + accessoires) d'environ 2000 m^2, un espace pour bureaux magasin et réfectoire de 84 m^2, avec une surface supplémentaire pour un stock d'environ 1800 m^2, donc en tout une superficie d'environ de 3900 m^2. L'effectif actuel est de 50 personnes.

L'assistance technique est assurée uniquement par des Algériens.

Les techniques employées pour la fabrication des boîtes d'emballages (cylindriques et rectangulaires) se résument en général à :

— Le découpage ;

— L'emboutissage ;

— Le soudage par fusion des deux bords ;

— Le sertissage.

IV.2.2.1 Description des modèles

Une simulation de deux cas industriels (Figure 59) traités ci–après est proposée et appliquée à la prévision de la qualité des pièces finies réalisées sur les presses d'emboutissage de *BENPACK* (Figure 60).

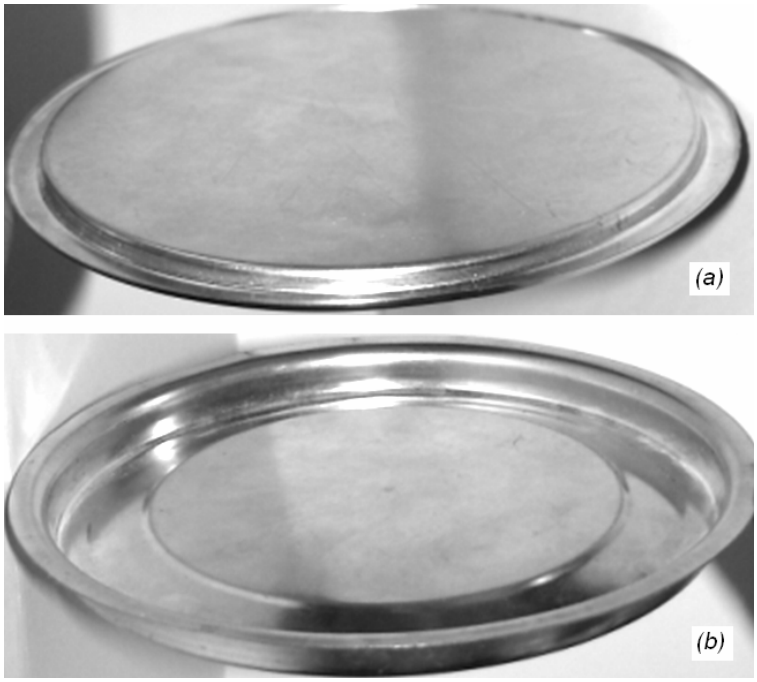


Figure 59. Applications industrielles : fond (*a*) et couvercle (*b*) d'une boîte à peinture.

Figure 60. Presse d'emboutissage.

— *Données mécaniques* : Le matériau de la tôle est un acier doux : E = 206000 *MPa*, ν = 0.3, courbe d'écrouissage de Swift : K = 326.84 *MPa*, ε_0 = 0.0002933 et n = 0.2063 (Figure 61) :

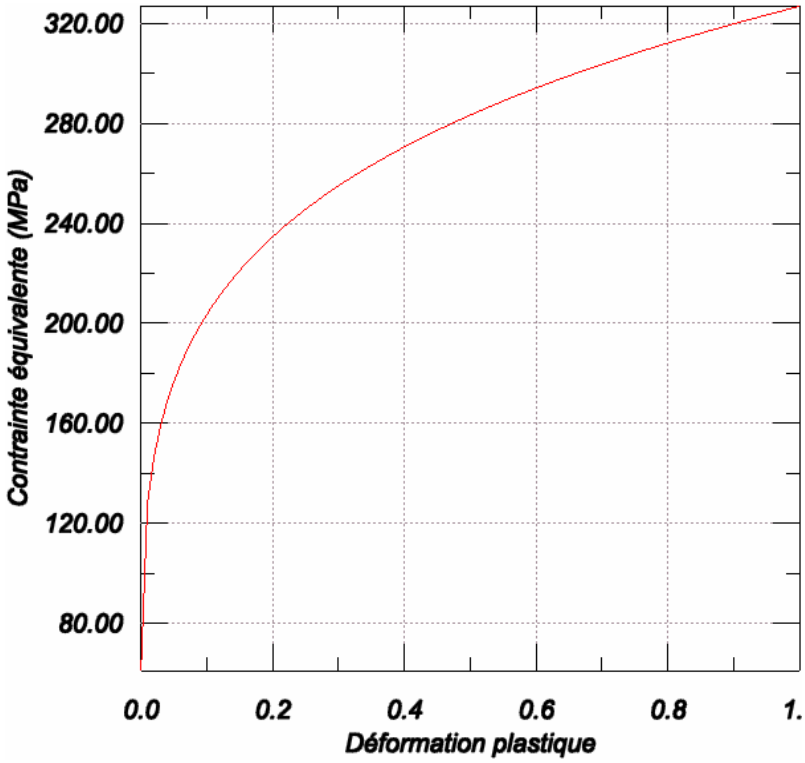


Figure 61. Courbe d'écrouissage.

IV.2.2.1.1 Cas 1

— *Données géométriques* : Le flan est une tôle mince de diamètre $D = 126$ *mm*, d'épaisseur $h_0 = 0.21$ *mm*, profondeur de l'emboutissage $Prof = 3$ *mm*, pour les outils : $r_m = 0.7$ *mm*, $r_p = 0.7$ *mm*, $Jeu = 0.45$ *mm*, $d = 108$ *mm* (Figure 62).

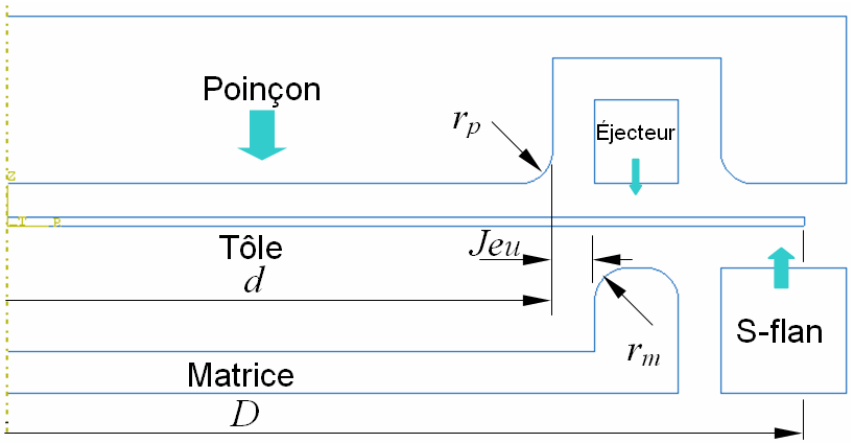


Figure 62. Données géométriques *Cas* 1.

IV.2.2.1.2 Cas 2

—*Données géométriques* : Le flan est une tôle mince de diamètre de $D = 134$ *mm*, d'épaisseur $h_0 = 0.2$ *mm*, profondeur de l'emboutissage $Prof = 9.6$ *mm*, pour les outils : $r_m = 2.5$ *mm*, $r_p = 1$ *mm*, $Jeu = 0.44$ *mm*, $d = 108.88$ *mm* (Figure 63).

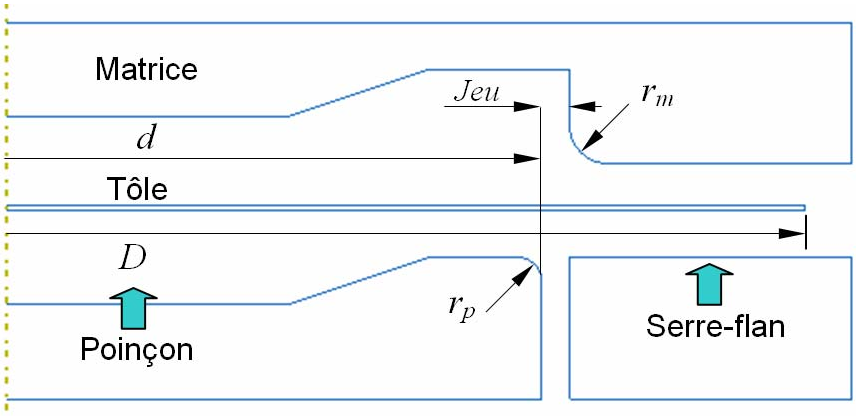


Figure 63. Données géométriques *Cas* 2.

IV.2.2.2 Modélisation numérique

La simulation numérique est réalisée sous *ABAQUS*. Le flan est maillé avec des éléments de coque axisymétriques à deux nœuds (*SAX*1) avec cinq points d'intégration dans l'épaisseur.

Les hypothèses utilisées pour la simulation sont :

— Matériau élastoplastique à écrouissage isotrope ;

— Anisotropie plastique transverse ;

— Outils rigides analytiques ;

— Pilotage en charge du serre–flan ;

— Pilotage en déplacement du poinçon ;

— Algorithme implicite.

IV.2.2.3 Distribution des contraintes et des déformations

La distribution des contraintes et des déformations sur le profil des deux emboutis industriels est identique au cas du godet *Numisheet'*02. Pour ces applications, nous avons un emboutissage moins profond.

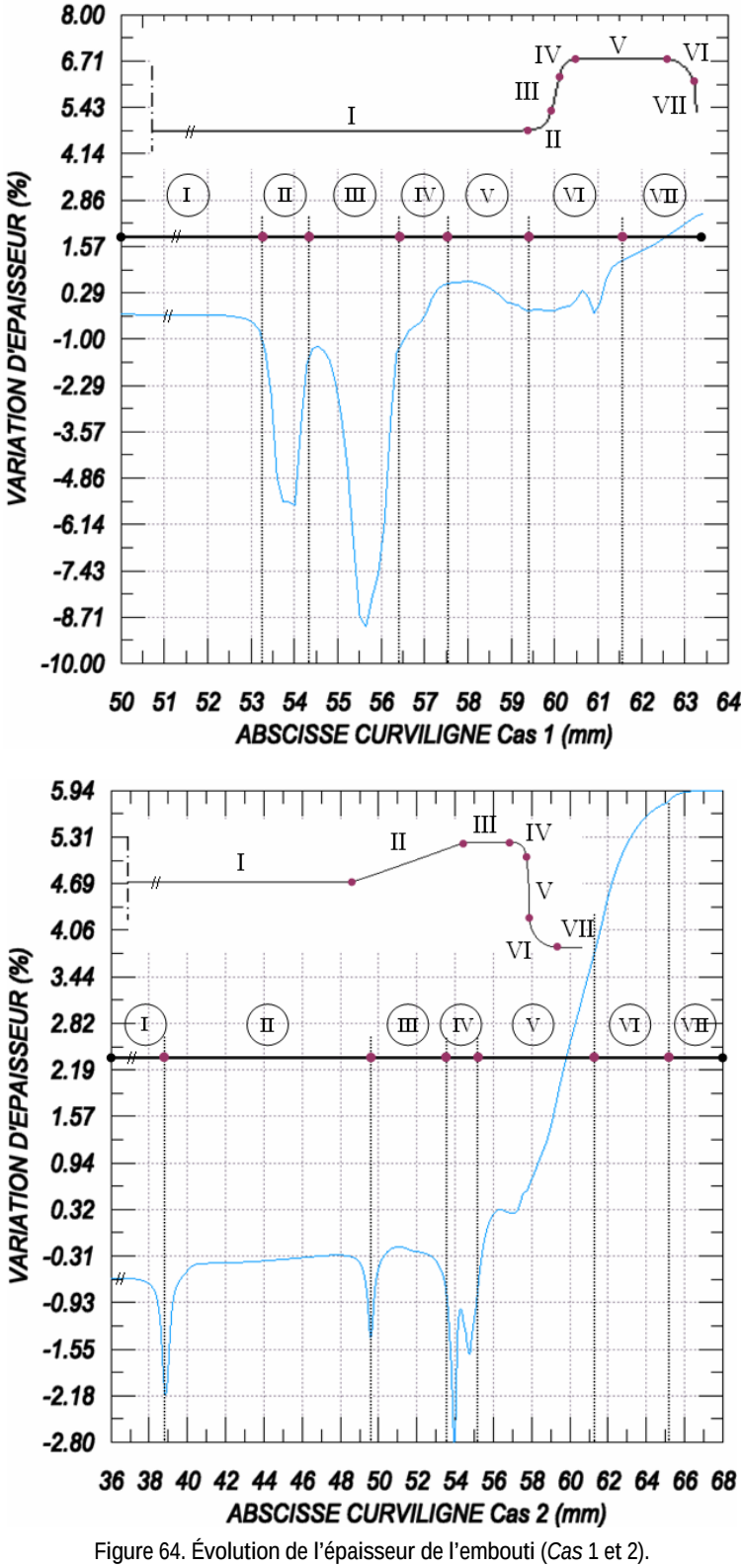
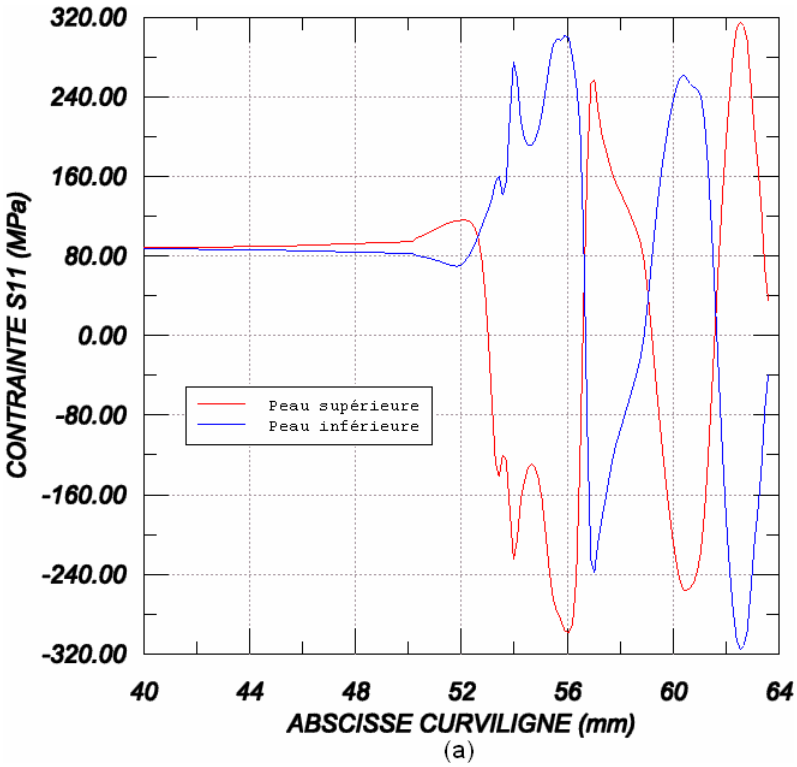


Figure 64. Évolution de l'épaisseur de l'embouti (*Cas* 1 et 2).



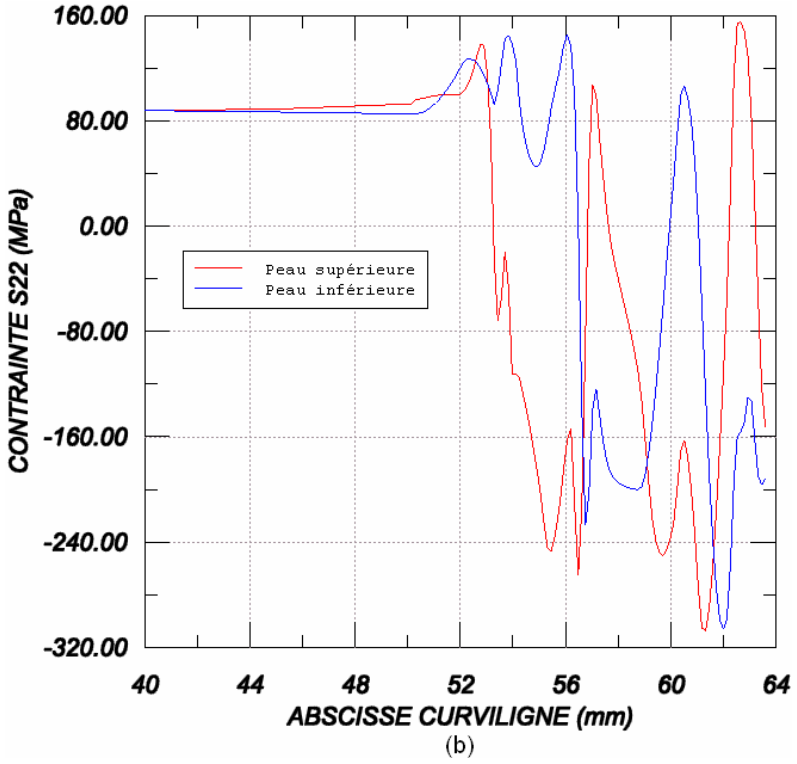


Figure 65. Distribution des contraintes pour *Cas* 1 : (*a*) σ_r , (*b*) σ_θ .

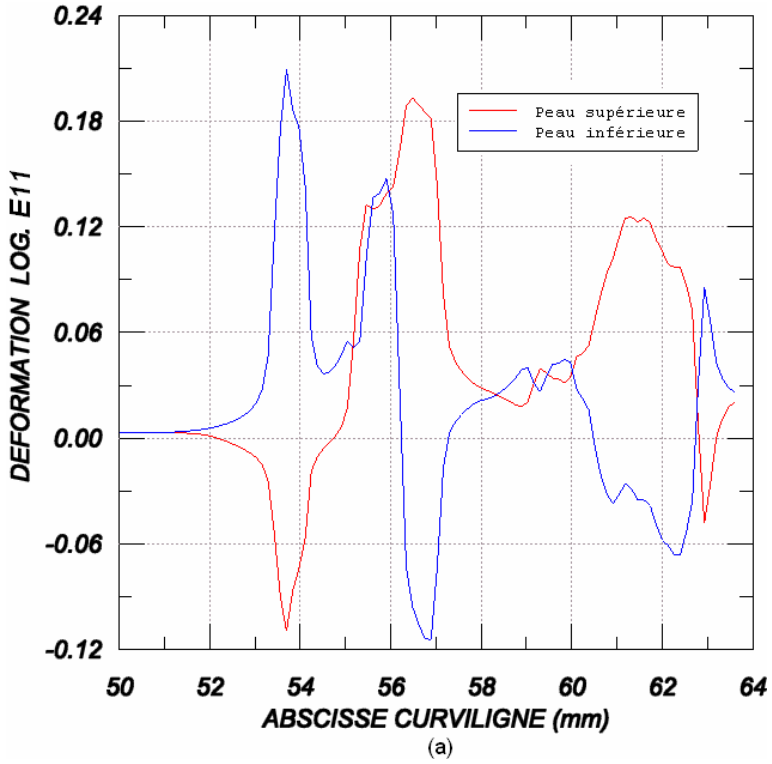


Figure 66. Évolution des déformations logarithmiques pour *Cas* 1 : (*a*) ε_r , (*b*) ε_θ .

La différence entre les déformations logarithmiques circonférentielles des deux peaux de l'embouti est due à la flexion (rayons de courbure différents) (Figure 66).

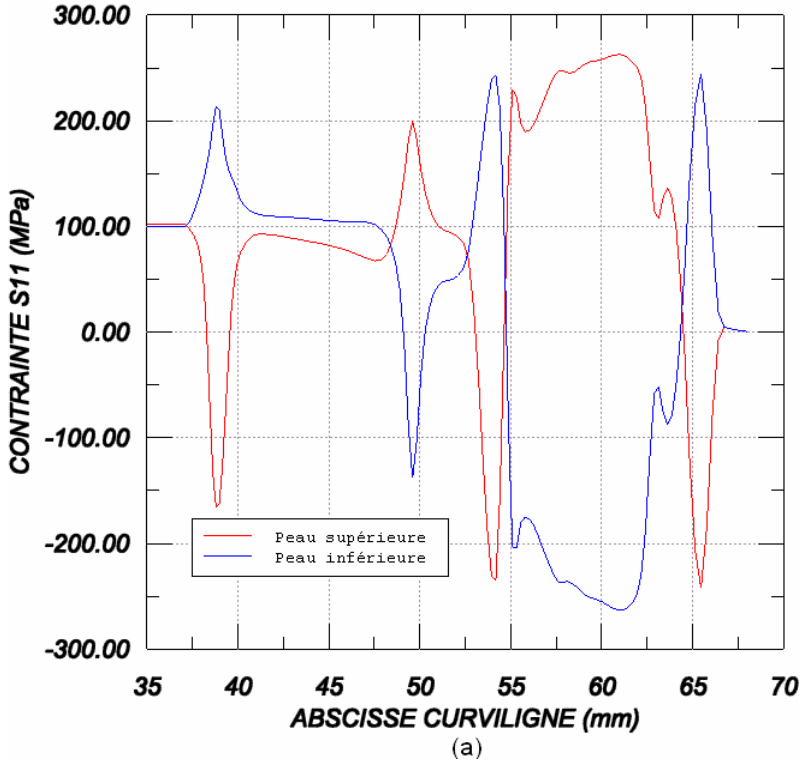


Figure 67. Distribution des contraintes pour *Cas* 2 : (*a*) σ_r , (*b*) σ_θ .

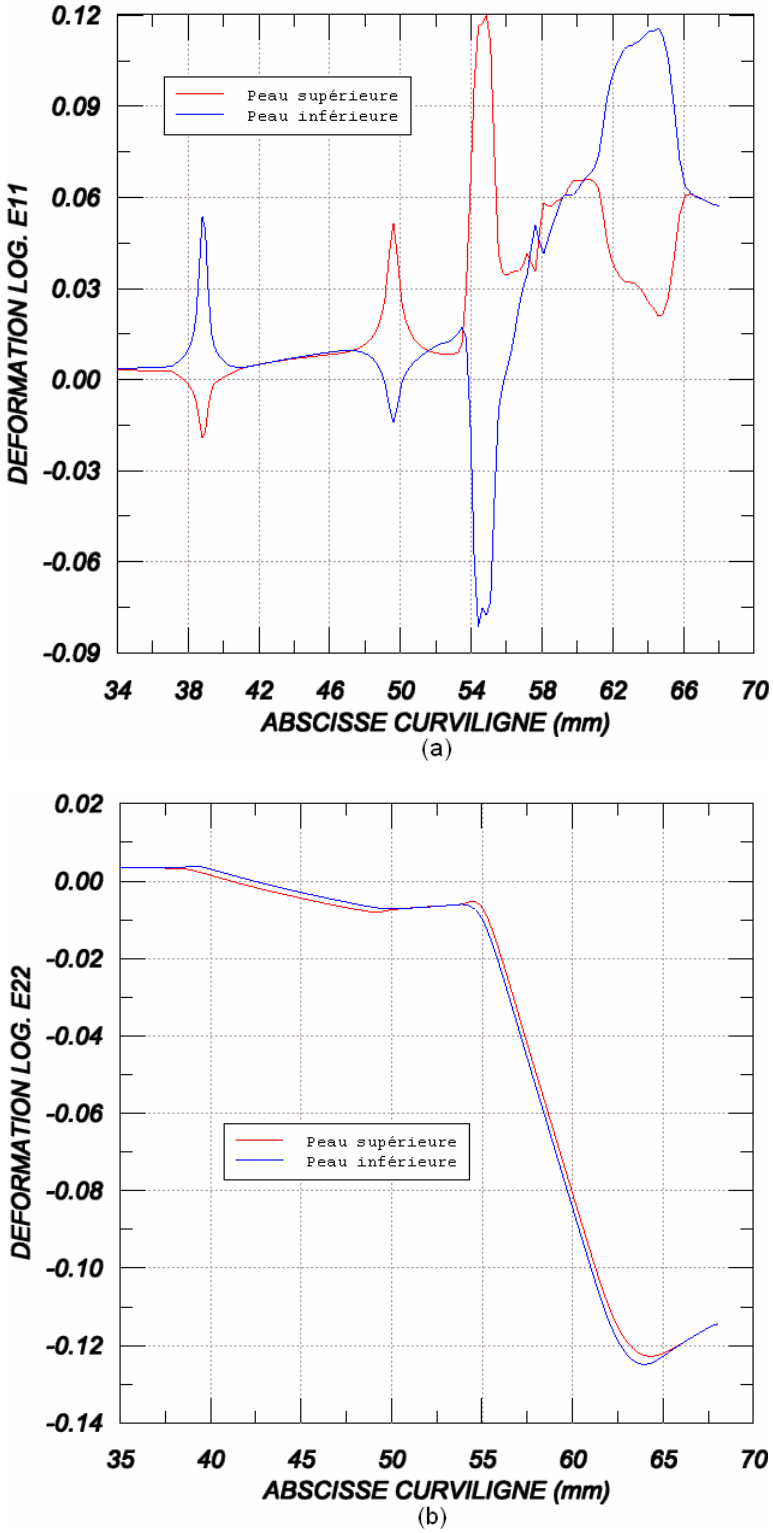


Figure 68. Évolution des déformations logarithmiques pour *Cas* 2 : (*a*) $\mathcal{E}_r$, (*b*) $\mathcal{E}_\theta$.

IV.2.2.4 Influence de la finesse du maillage

La simulation numérique du procédé d'emboutissage des deux cas précités sera effectuée en utilisant des éléments finis de coque axisymétriques à deux nœuds. Pour choisir un maillage optimal pour nos structures, c à d, un maillage pas trop grossier où nous perdons la précision des résultats, ni trop raffiné où les calculs prennent énormément de temps, pour cela, nous étudions la stabilisation des résultats en effectuant la simulation des deux cas avec différents maillages pour avoir, à chaque fois, l'évolution de l'épaisseur de l'embouti.

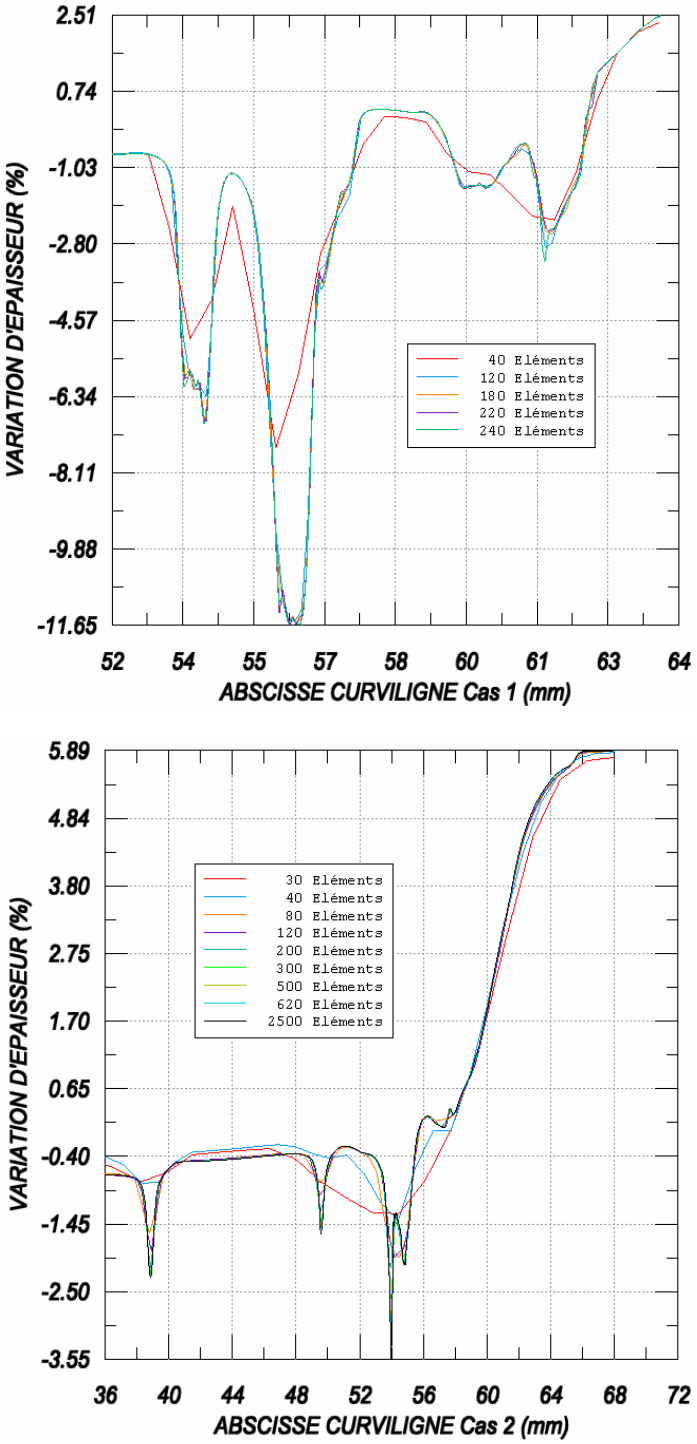


Figure 69. Influence du nombre d'éléments sur l'épaisseur de l'embouti (*Cas* 1 et 2).

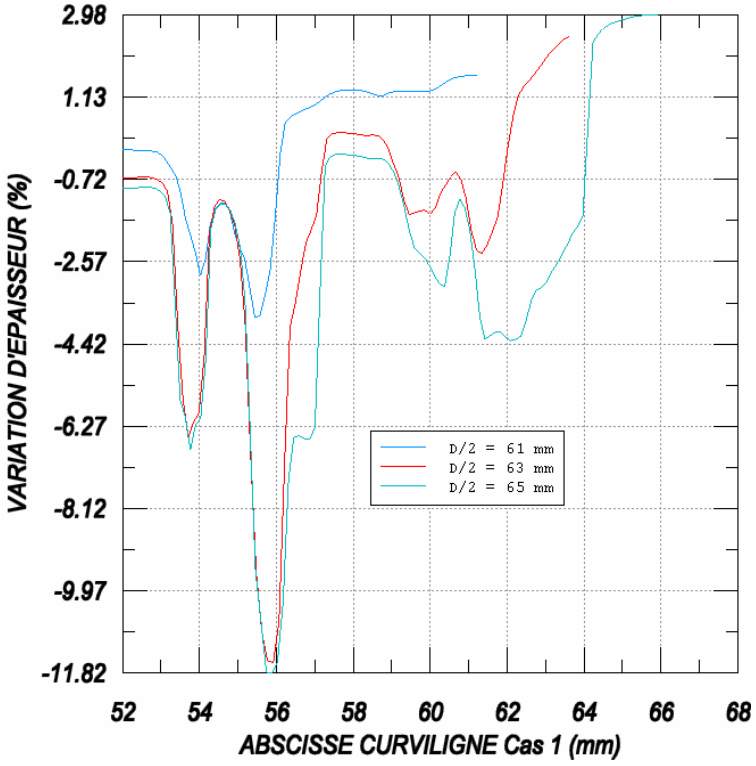
La Figure 69 montre que la stabilisation des résultats est bien établie pour *Cas* 1 que pour le *Cas* 2. Les résultats se stabilisent à partir de 100 à 120 éléments environ.

IV.2.2.5 Étude de l'influence des paramètres d'emboutissage

Pour établir l'influence des différents paramètres sur la qualité de la pièce obtenue, nous simulons nos essais en variant à chaque fois l'un des paramètres sur une plage de valeurs définie au préalable avec plusieurs valeurs, et comme résultats, nous représentons, pour chaque paramètre, la variation de l'épaisseur de l'embouti le long de son rayon. La Figure 64 montre la variation d'épaisseur de l'embouti dans les différentes zones du profil de chaque cas.

IV.2.2.5.1 Contrôle de la taille du flan initial

Pour cette application, nous simulons trois tôles de diamètres différents pour chacun des deux cas industriels :



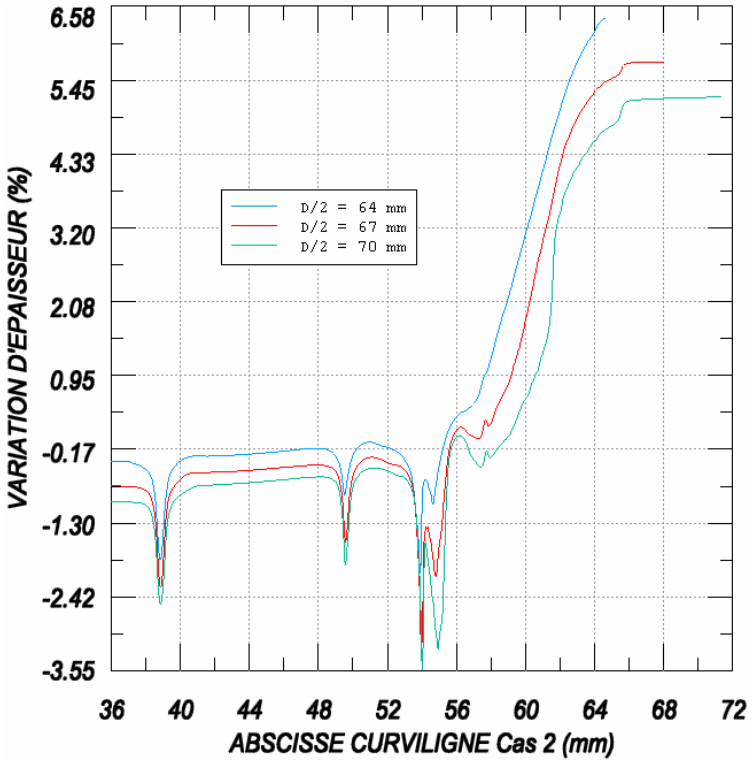


Figure 70. Variation de l'épaisseur de la tôle le long de son rayon avec différents diamètres du flan (*Cas* 1 et 2).

L'emboutissage d'un flan à grand diamètre D par rapport au diamètre du poinçon d conduit à des déformations circonférentielles ε_2 importantes dans le brin libre, qui l'épaississent (6% *Cas* 2) où il y a un

risque d'apparition de plis, la raison pour que le brin libre ne glisse pas aisément entre le serre–flan et la matrice, ce–ci justifie l'amincissement dans l'épaisseur sous poinçon et au niveau du mur (–12% *Cas* 1) (Figure 70).

IV.2.2.5.2 Contrôle de l'effort de serrage

Nous appliquons des différents efforts de serrage sur le serre–flan durant tout le procédé d'emboutissage pour les deux cas :

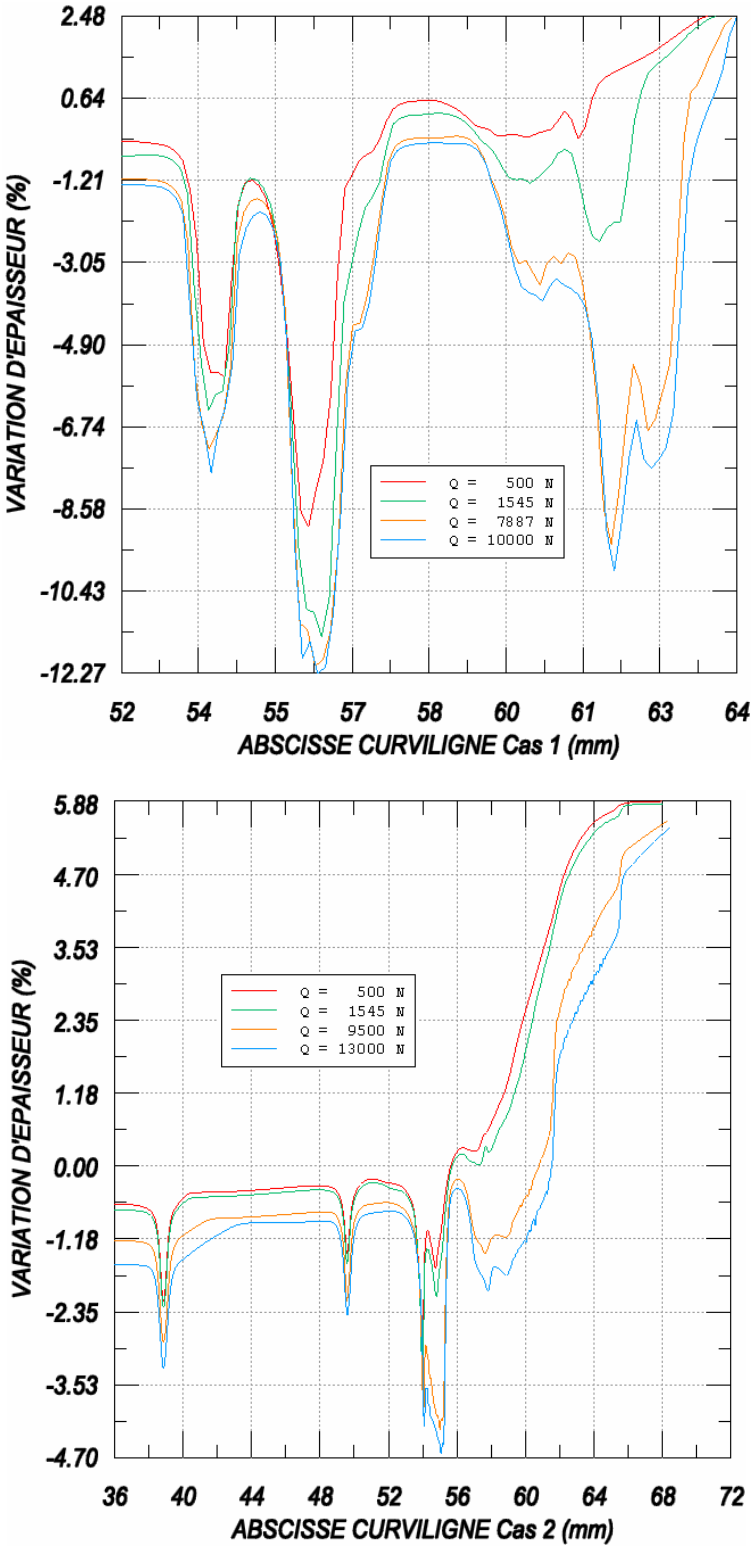


Figure 71. Variation de l'épaisseur de la tôle le long de son rayon avec différentes forces de serrage (*Cas* 1 et 2).

L'augmentation de l'effort de serrage rend le glissement de la tôle entre le serre–flan et la matrice difficile, ce qui entraîne une expansion uniaxiale importante dans le mur de la pièce (*Cas* 1) et une expansion biaxiale au niveau de l'arrondi du poinçon (*Cas* 2) où il y a un risque d'une rupture. Par contre, la diminution de l'effort de serrage donne une certaine liberté au brin libre pour bouger en formant des plis, (Figure 71).

IV.2.2.5.3 Contrôle du coefficient de frottement

La simulation est effectuée avec plusieurs valeurs du coefficient de frottement en utilisant, comme prédit, la loi de Coulomb :

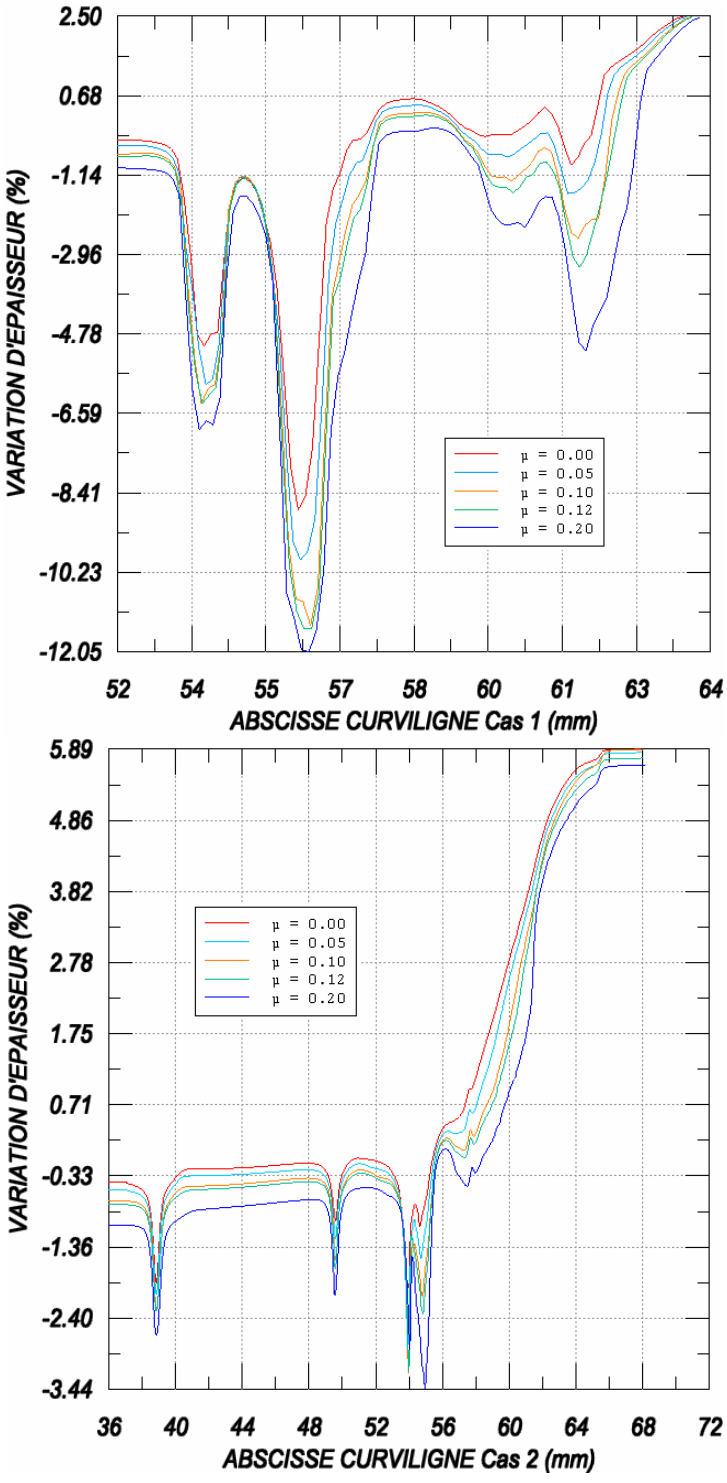


Figure 72. Variation de l'épaisseur de la tôle le long de son rayon avec différents coefficients de frottement (*Cas* 1 et 2).

La Figure 72 montre l'amincissement important de l'embouti (mur de *Cas* 1, arrondi poinçon du *Cas* 2) et cela est justifié par la difficulté du glissement de la tôle entre les outils (expansion) à raison de la grande force tangentielle du contact tôle/outils causée par l'augmentation du coefficient de frottement.

IV.2.2.5.4 Contrôle du jeu entre outils

Le jeu entre les outils doit être légèrement un peu plus grand que l'épaisseur du flan pour éviter l'écrasement de la matière dans le brin libre qui a subi un épaississement. Pour cette application, nous prenons plusieurs jeux :

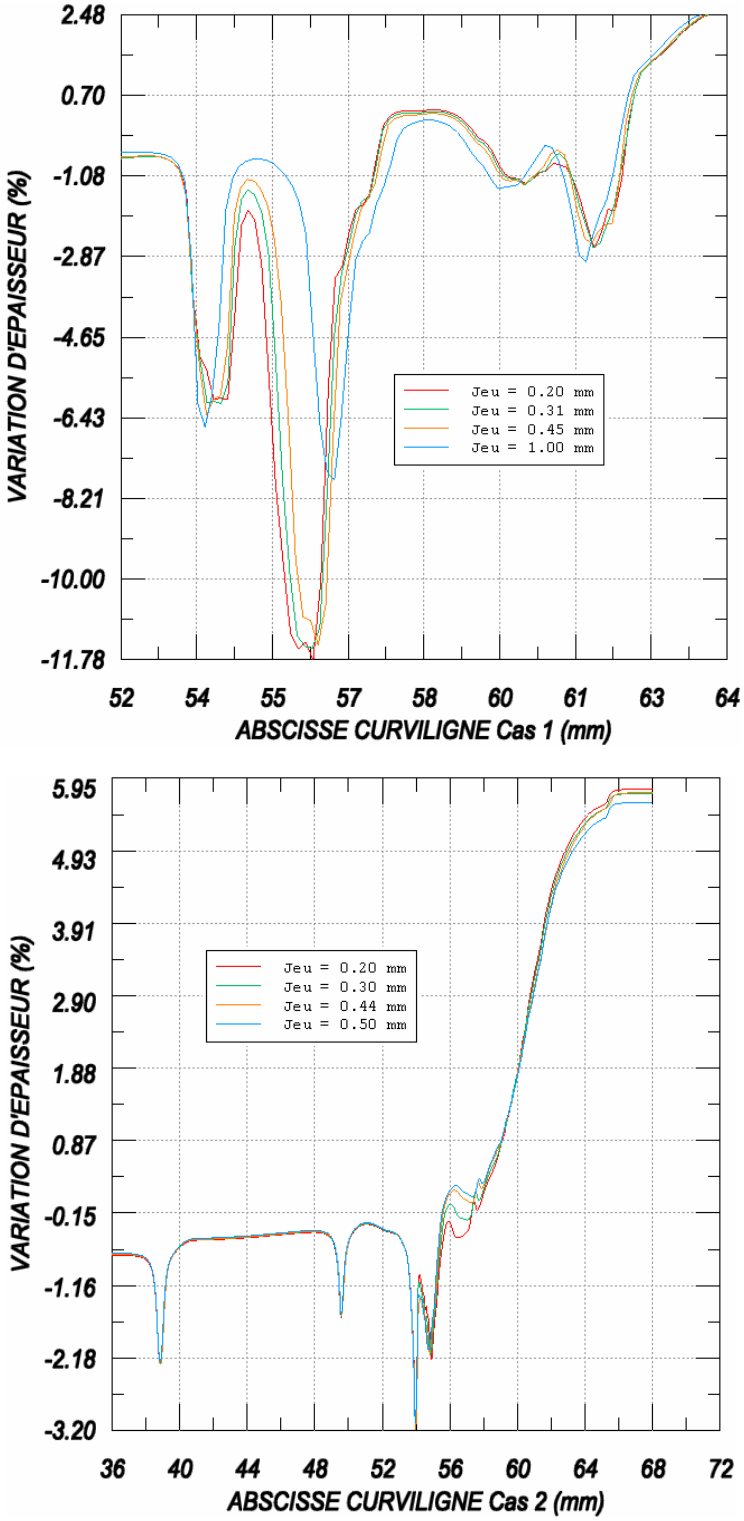


Figure 73. Variation de l'épaisseur de la tôle le long de son rayon avec différents jeux (poinçon/matrice) (*Cas* 1 et 2).

La Figure 73 montre que l'épaisseur du fond de l'embouti ne varie pas avec la variation du jeu entre la matrice et le poinçon, par contre, il se produit une diminution d'épaisseur au niveau de l'arrondi du poinçon et de la paroi (mur) et une augmentation d'épaisseur du brin libre. Si l'épaisseur du flan est plus grande que le jeu poinçon/matrice (*Cas* 1), il se produit un écrasement et un amincissement important du mur de l'embouti.

IV.2.2.5.5 Contrôle de la géométrie des outils

La simulation est faite avec plusieurs arrondis sur le poinçon et la matrice :

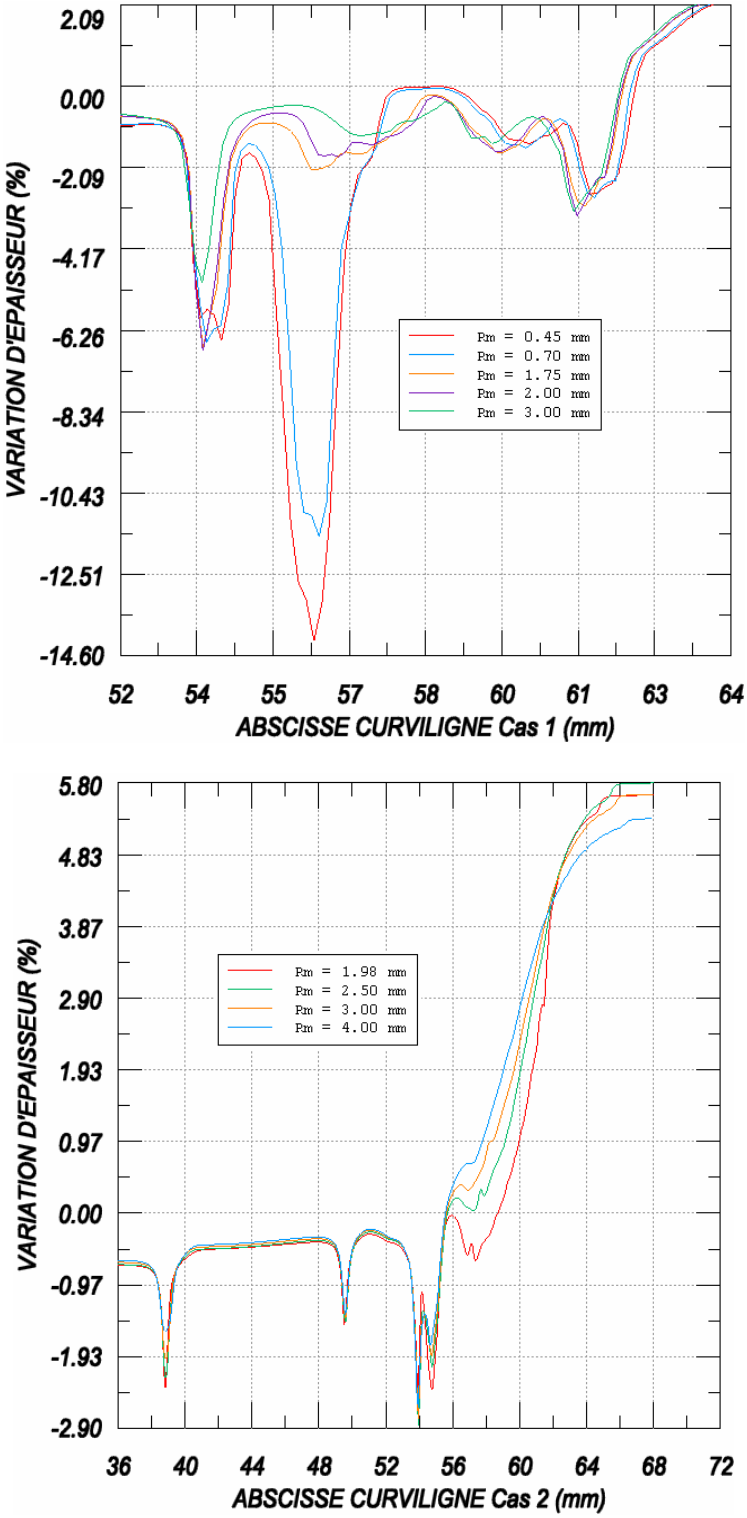


Figure 74. Variation de l'épaisseur de la tôle le long de son rayon avec différents rayons de congé de la matrice (*Cas* 1 et 2).

Un grand arrondi sur la matrice facilite bien l'avalement de la tôle par la matrice et évite le grand amincissement d'épaisseur dans la paroi de l'embouti, comme le montre bien la Figure 74 *Cas* 1. Un faible rayon de congé de la matrice engendre des déformations importantes en rétreint qui épaississent le brin libre et amincissent la paroi, cela conduit à un découpage de tôle, ce qui justifie l'amincissement important de la tôle au niveau de la paroi (–15%) (Figure 74 *Cas* 1).

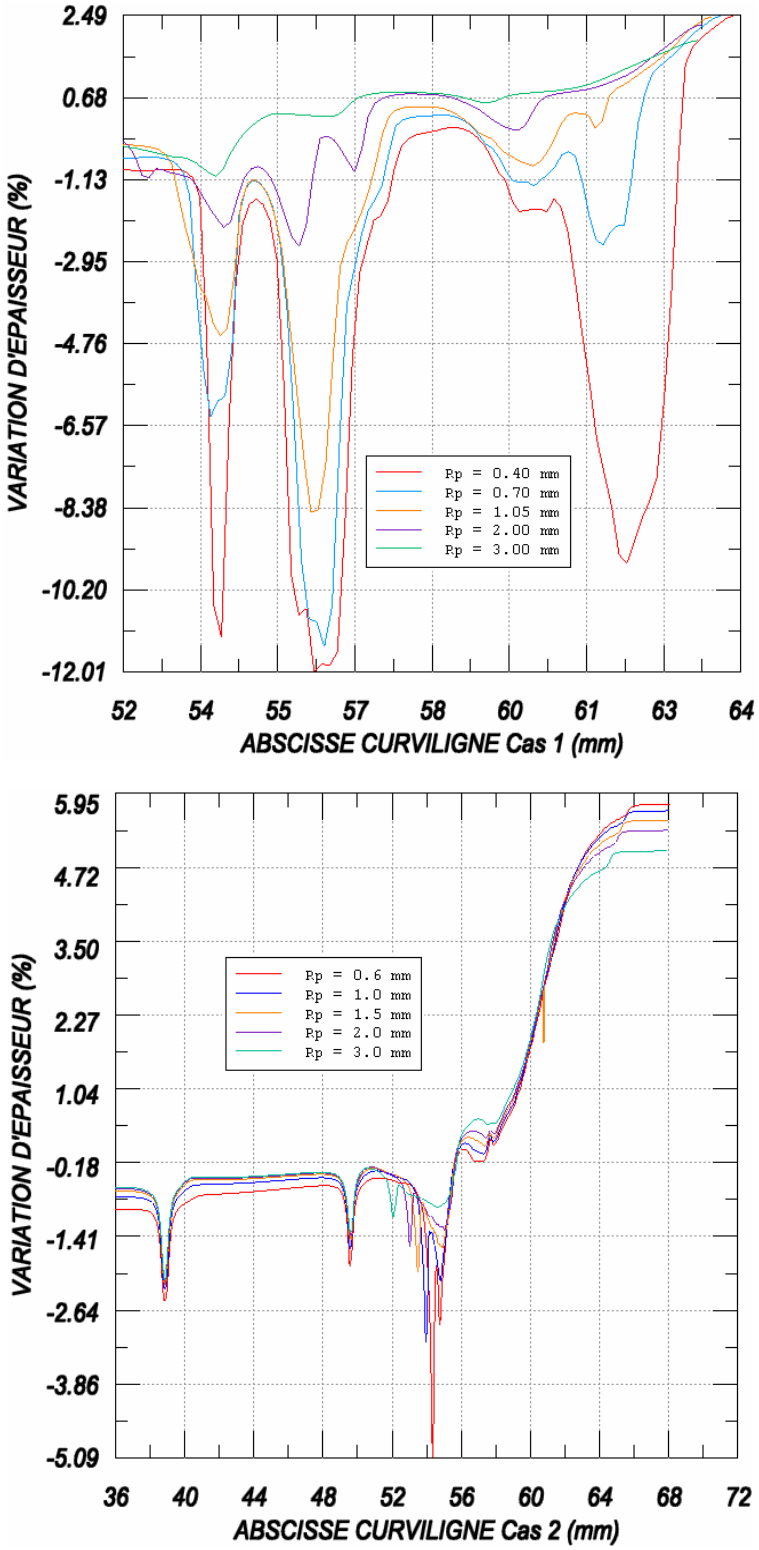
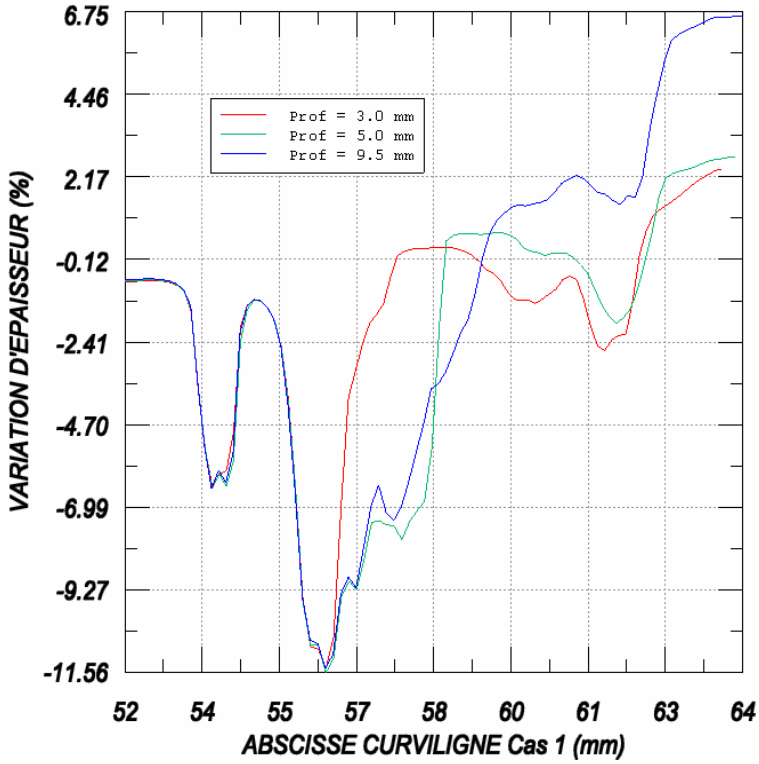


Figure 75. Variation de l'épaisseur de la tôle le long de son rayon avec différents rayons de congé du poinçon (*Cas* 1 et 2).

La géométrie du poinçon a beaucoup d'influence sur l'épaisseur de l'embouti au niveau du mur et de l'arrondi du poinçon. Un petit arrondi sur le poinçon engendre une grande force de frottement qui empêche la matière de glisser, cela implique un amincissement (–5%) (Figure 75 *Cas* 2).

IV.2.2.5.6 Contrôle de la profondeur d'emboutissage

Nous varions la profondeur d'emboutissage de telle sorte que la tôle ne se lâche pas du serre–flan :



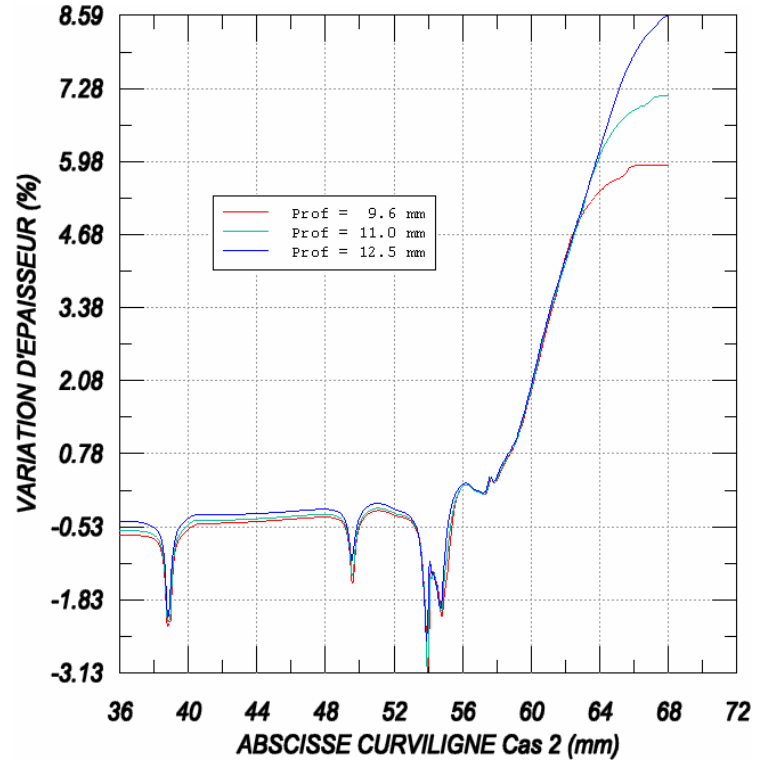


Figure 76. Variation de l'épaisseur de la tôle le long de son rayon avec différentes profondeurs (*Cas* 1 et 2).

Une grande profondeur d'emboutissage influe assez sur la variation d'épaisseur de l'embouti de telle sorte qu'elle amincisse le mur de la pièce et cela revient à la grande déformation uniaxiale que subit le mur et qu'elle épaississe le brin libre à cause de la grande déformation en rétreint que reçoit la tôle (Figure 76).

IV.2.2.6 Tests expérimentaux

Une série de tests expérimentaux (godets axisymétriques) est réalisée sur les presses d'emboutissage de *BENPACK* avec plusieurs forces de serrages et profondeurs.

Figure 77. Influence du serrage et de la profondeur sur l'apparition des plis sur le brin libre.

La Figure 77 montre une série de tests où nous avons utilisé plusieurs profondeurs d'emboutissage en gardant la même force de serrage du serre–flan sur la tôle. Nous constatons bien que l'utilisation d'un serrage variable qui augmente avec l'avancement du poinçon (profondeur) est un facteur important pour éviter les plis sur l'embouti.

IV.3 Investigation pour une simulation tridimensionnelle

IV.3.1 Emboutissage de la boîte carrée (Numisheet'93)

IV.3.1.1 Description du problème

La boîte carrée a été proposée à la conférence internationale *Numisheet'*93 [**Nak93**]. Deux matériaux, un acier et un aluminium, étaient proposés. Nous avons choisi d'étudier la pièce en acier. Il s'agit d'emboutir un flan carré de 150 *mm* de coté, d'épaisseur $h_0 = 0.78$ *mm*, profondeur d'emboutissage est de 25 *mm* dont les propriétés mécaniques sont : $E = 206$ *GPa*, $\nu = 0.3$, $\rho = 7800$ *Kg*/*m*^{3}, courbe d'écrouissage de Swift : K = 565.32 *MPa,* ε_0 = 0.007117 et n = 0.2589, force de serrage est égale à 19.6 *kN* , et le coefficient de frottement entre les outils et la tôle vaut $\mu = 0.144$. Les caractéristiques géométriques des outils sont données sur la Figure 78.

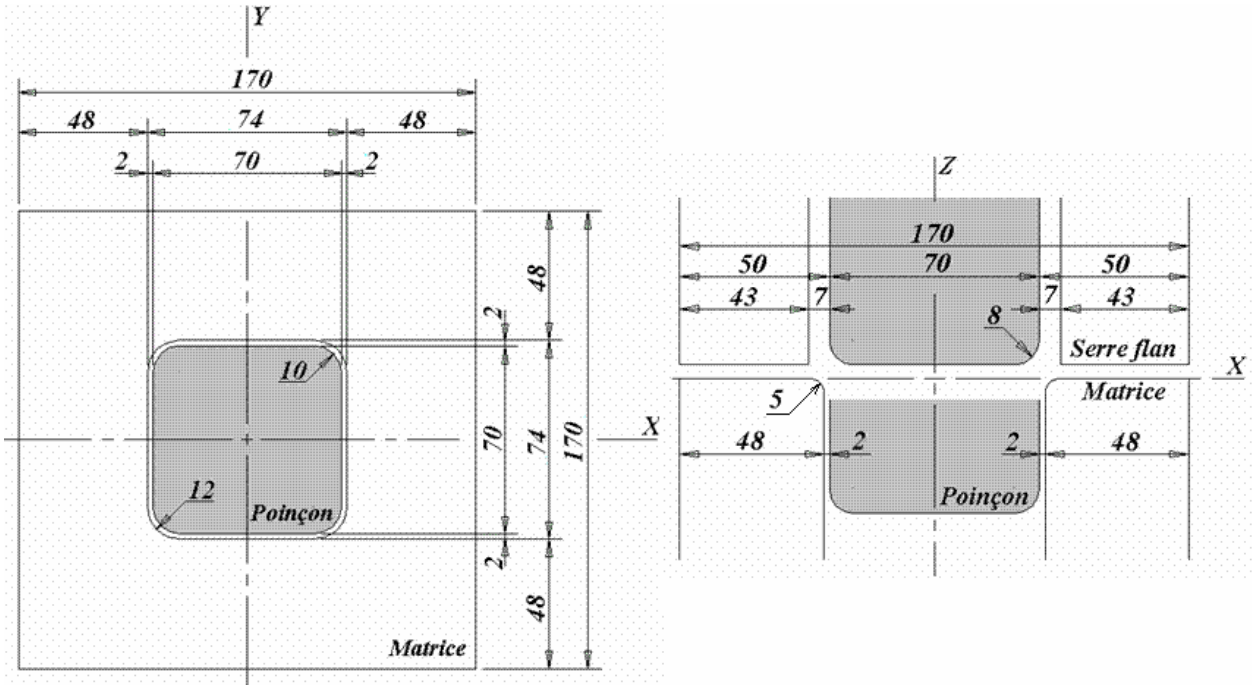


Figure 78. Caractéristiques géométriques.

La simulation numérique a été réalisée sous *ABAQUS* en dynamique/explicite double précision. Le flan a été maillé avec des éléments de coque *Q*4 (*S*4*R*) avec cinq points d'intégration dans l'épaisseur (Figure 79). Les outils ont été maillés avec des éléments rigides de type *R*3*D*4. Les paramètres du modèle éléments finis (Procédure de gestion de contact, densité du maillage...) ont été sélectionnés après une série d'analyses EF et en se basant sur les constats de l'étude précédente (godet cylindrique).

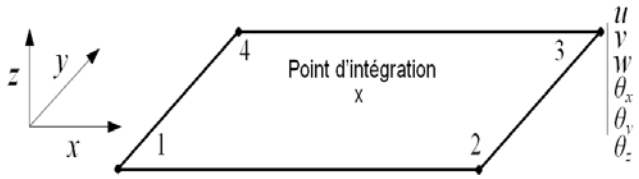
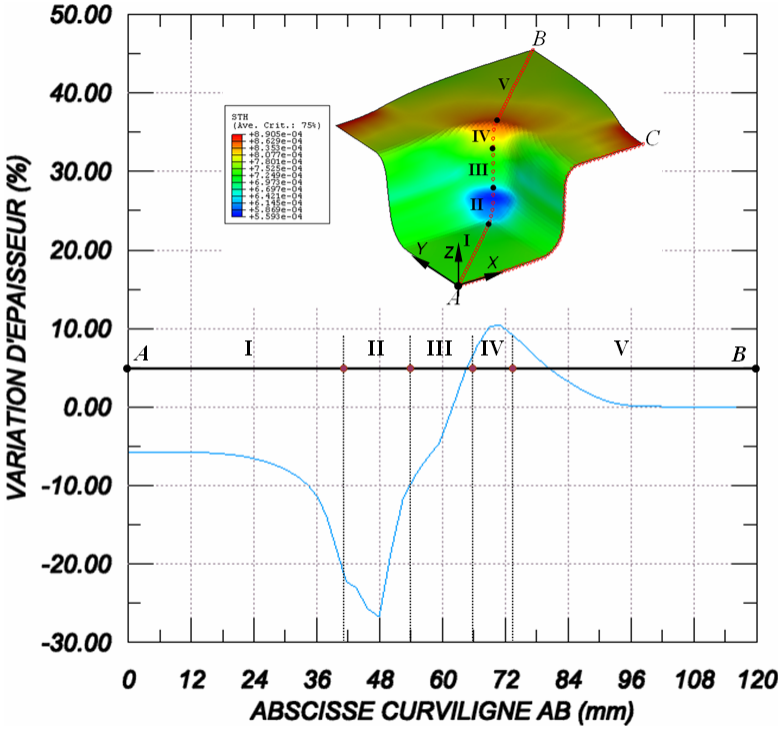


Figure 79. Élément de coque quadrangulaire *S*4*R*.

Pour étudier le cas de la boîte carrée, seulement le quart (1/4) de la structure est pris, pour comparer les résultats obtenus nous traçons l'évolution de l'épaisseur le long du trajet *AB* dans le plan de symétrie passant par *AB* parallèle à *Z* où il y a un risque de rupture au fond de l'embouti et de plis sur le brin libre et le long du trajet *AC* dans le plan (*X*, *Z*) où il y a un risque de plis sur le brin libre (Figure 80).



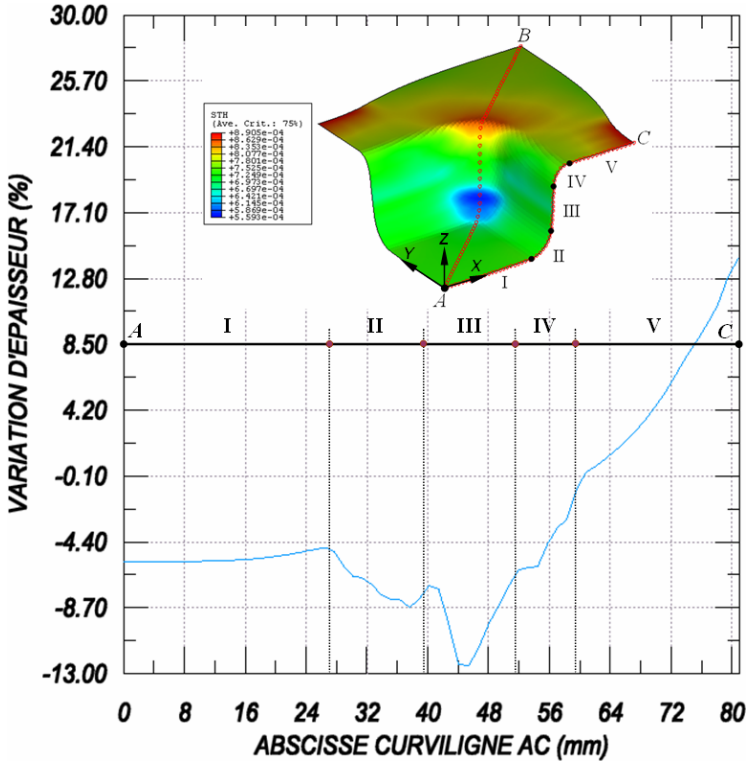


Figure 80. Profils étudiés *AB* et *AC*.

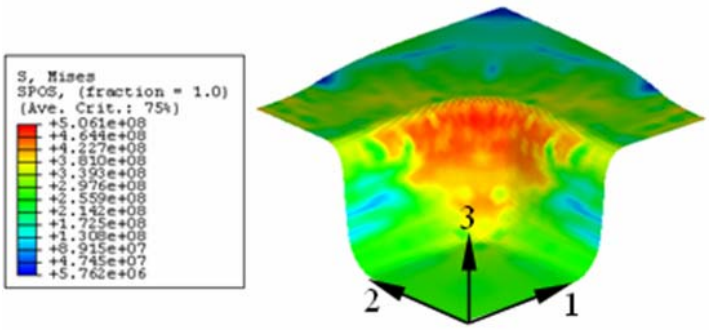


Figure 81. Distribution de la contrainte de Von Mises sur la peau supérieure.

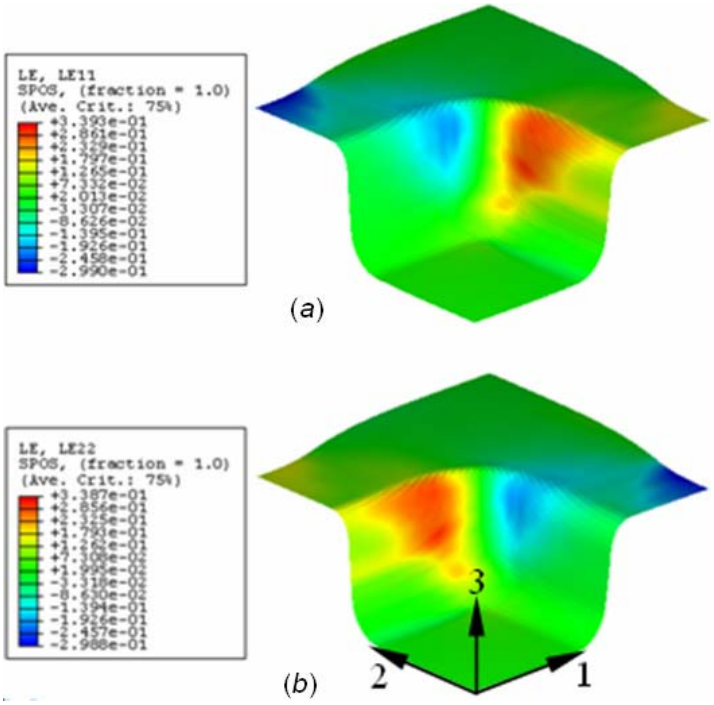


Figure 82. Distribution des déformations logarithmiques sur la peau supérieure : (a) $\mathcal{E}_1$, (b) $\mathcal{E}_2$.

IV.3.1.2 Influence de la finesse du maillage

La simulation est faite avec plusieurs maillages de la tôle avec des éléments de coque avec des éléments de coque *Q*4 à intégration réduite (*S*4*R*) avec cinq points d'intégration dans l'épaisseur :

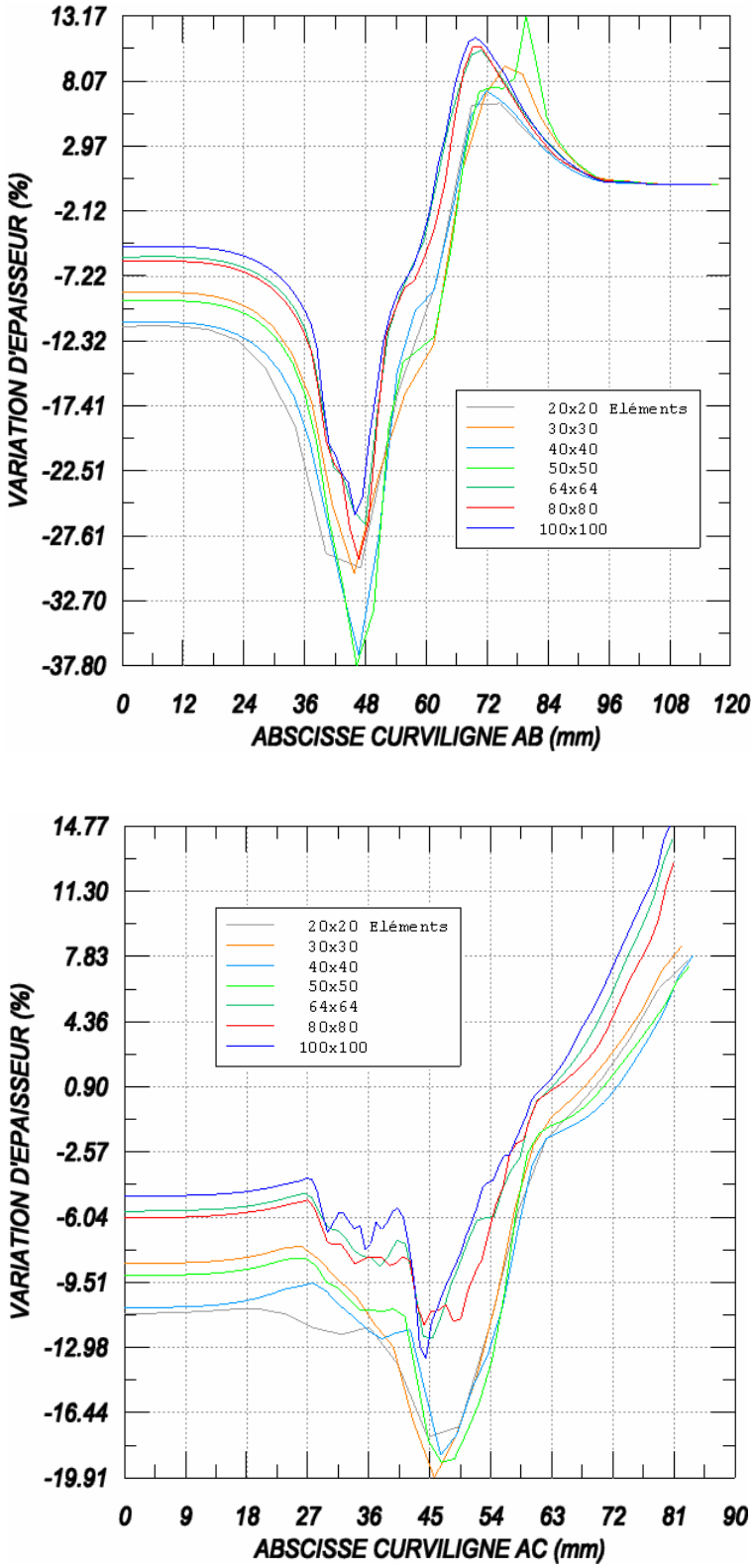


Figure 83. Influence du nombre d'éléments sur l'épaisseur de l'embouti (*AB* et *AC*).

La Figure 83 montre l'évolution de l'épaisseur de l'embouti en fonction de la finesse du maillage. Nous remarquons bien qu'à partir de 60x60 éléments environ, les résultats commencent à se stabiliser.

IV.3.1.3 Contrôle de la force de serrage

Pour cette application, nous avons choisi d'étudier la sensibilité de l'effort de serrage pour une profondeur de 25 *mm*. À cette profondeur une zone critique a été détectée au fond de l'embouti où il y a risque de rupture. Pour la même profondeur et pour une faible force de serrage, des ondulations sont observées sous le serre–flan (Figure 84).

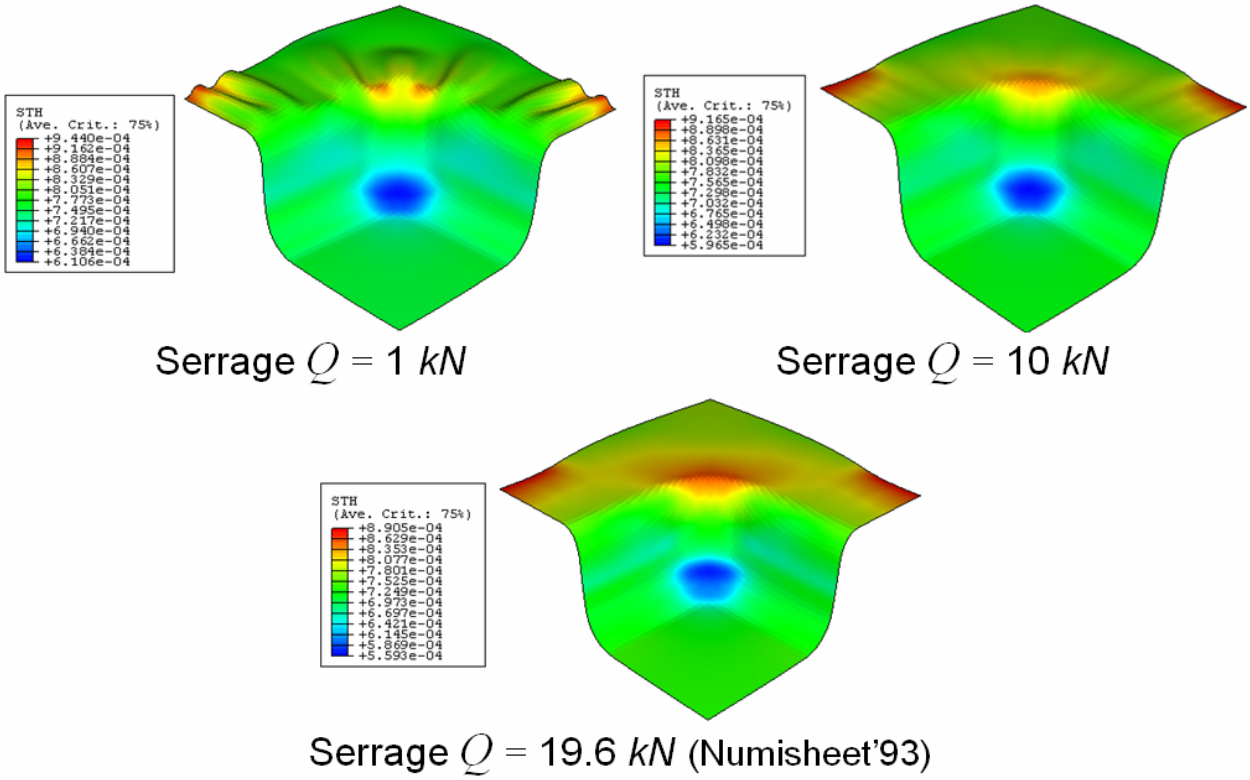


Figure 84. Influence de l'effort de serrage sur l'épaisseur de la tôle

La Figure 84 montre la distribution en iso–couleurs de l'épaisseur obtenue par *ABAQUS*/Explicite. Nous remarquons qu'à partir d'un serrage de 19.6 *kN* nous n'avons aucun pli sur l'embouti mais ça risque d'avoir une rupture sur la zone détectée.

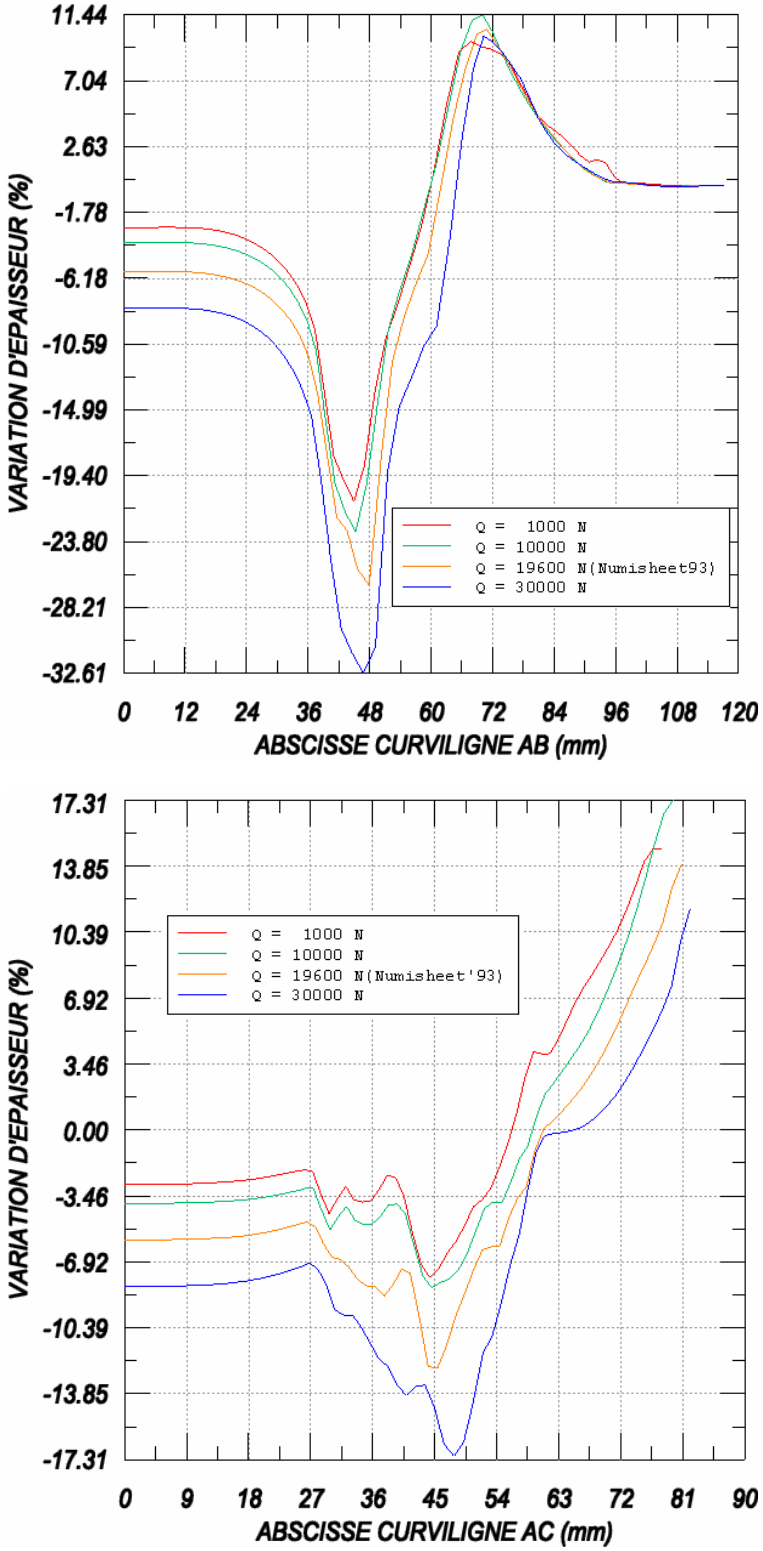


Figure 85. Variation de l'épaisseur de la tôle le long des chemins *AB* et *AC* avec différentes forces de serrage.

Dans les zones critiques détectées, nous avons, à 30 *kN* de serrage, un amincissement de –32% au niveau de l'arrondi du poinçon sur le profil *AB* et de –17% dans la paroi sur le profil *AC* où il y a risque de rupture (Figure 84) et dans le brin libre un épaississement de 17% à 10 *kN* de serrage sur *AC* (Figure 85).

IV.3.1.4 Contrôle du coefficient de frottement

Nous remarquons bien l'influence importante du coefficient de frottement sur l'évolution d'épaisseur de l'embouti (Figure 86), un amincissement allant jusqu'à –35% et un épaississement de 19%.

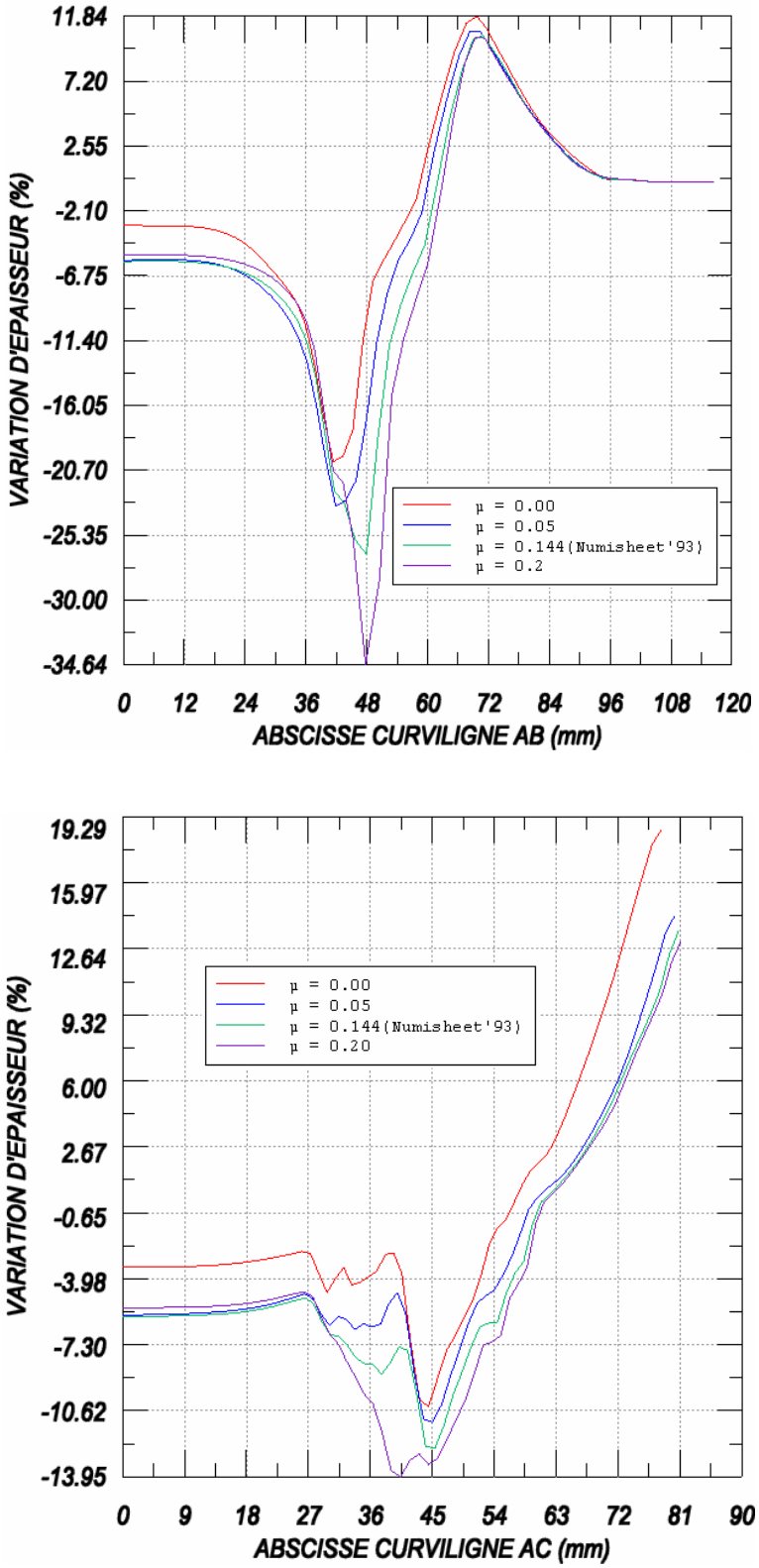


Figure 86. Variation de l'épaisseur de la tôle le long des chemins *AB* et *AC* avec différents coefficients de frottement.

IV.4 Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons étudié l'influence des différents paramètres du procédé d'emboutissage sur deux tests qui ont été proposés comme Benchmark à la conférence internationale *Numisheet* et deux cas industriels par des simulations numériques en utilisant le code *ABAQUS*. Pour le test *Numisheet*'93 et à raison de sa complexité, nous avons utilisé la procédure *dynamique explicite* pour la résolution des équations non linéaires décrivant l'état d'équilibre et cela car la procédure *statique implicite* prend énormément de temps de calcul. Nous avons choisi de présenter la variation d'épaisseur de l'embouti le long de son profil (abscisse curviligne), car, en connaissant l'évolution d'épaisseur et basant sur des critères industriels de faisabilité de pièces, nous pouvons prévoir les défauts importants du procédé tels que la rupture et le plissement. Il est clair que la variation des paramètres du procédé a une influence importante sur l'état final de la pièce emboutie, il est clair aussi que chaque paramètre doit être optimiser pour ne pas avoir ni plis ni rupture pour exemple : un grand serrage déchire la tôle, un faible serrage conduit à l'apparition des plis.

CONCLUSION ET PERSPECTIVES

Conclusion et Perspectives

L'étude exposée dans ce mémoire a été menée au Laboratoire de Recherche en Productique à l'Université de Batna.

Dans un premier temps, nous avons présenté une étude bibliographique pour décrire le procédé d'emboutissage pour le situer parmi l'ensemble des procédés de mise en forme existants et montrer son importance sur le plan économique : (utilisation en industrie, les essais de caractérisation, les paramètres du procédé, les défauts rencontrés dans ce procédé…), une présentation du procédé d'emboutissage incrémental a été faite. Ceci nous a permis de comprendre la mise en œuvre du procédé afin de pouvoir mener à bien la suite de notre recherche concernant l'étude de sensibilités.

Ensuite, nous avons présenté une synthèse sur la formulation variationnelle et une discrétisation utilisant la méthode des éléments finis pour la modélisation du procédé d'emboutissage. Nous avons présenté les caractéristiques principales des deux approches, incrémentale et inverse, utilisées couramment. Nous avons montré les procédures les plus utilisées pour la résolution des équations non linéaires en emboutissage : l'approche basée sur la méthode statique implicite et l'approche basée sur la méthode dynamique explicite. Enfin, une succincte description du principe de fonctionnement et des interactions possibles du langage *Python* avec *ABAQUS*.

Nous avons décrit une synthèse des travaux récents de recherche effectués qui traitent en général la détection et l'amélioration des principaux défauts rencontrés en emboutissage tels que la rupture, le plissement et le retour élastique, en optimisant les principaux paramètres rentrant en jeu tels que :

• *La forme du flan initial* : des recherches ont été faites sur l'optimisation de la géométrie du flan initial en utilisant comme variables les points de contrôle d'une B–Spline pour chercher la meilleure forme possible.

• *L'effort de serrage* : plusieurs techniques ont été appliquées au serrage de la tôle par des pressions locales variables qui ralentissent localement l'écoulement de la matière, parmi ces techniques : le serrage conventionnel (pression uniforme et constante), le serrage flexible, la segmentation élastique du serre–flan.

• *Les propriétés du matériau* : plusieurs travaux ont été effectués en utilisant les courbes limites de formage car elles dépendent du matériau et du chemin de déformation et comme variables le coefficient d'anisotropie moyen et l'exposant d'écrouissage.

• *Les forces de retenue de joncs* : plusieurs recherches ont été menées dans cet axe, en ajoutant des lignes de joncs pour optimiser la variation d'épaisseur en utilisant l'approche inverse pour la simulation, soit en utilisant des vérins indépendants sur différentes zones de la surface du serre–flan et on optimise les efforts de ces zones.

• *La forme des surfaces d'habillage* : l'algorithme basé sur les méthodes de programmation mathématique (*SQP*) a été combiné avec des approches incrémentales et des approches inverses, ceci permet d'aboutir à une procédure efficace pour l'optimisation des surfaces d'habillage en emboutissage par l'utilisation de deux fonctions objectifs : fonction d'aspect et d'épaisseur.

• *La géométrie des outils* : des recherches ont été faites pour l'optimisation du retour élastique de la tôle après emboutissage en utilisant la technique de la compensation élastique, l'approche consiste à créer des faux outils pour obtenir une géométrie désirée.

Dans notre travail, Nous avons proposé une approche permettant d'étudier la sensibilité (l'influence) des différents paramètres du procédé d'emboutissage par un couplage au logiciel *ABAQUS* utilisant la statique implicite et dynamique explicite. Nous avons montré la faisabilité de notre approche sur deux benchmarks académiques (conférences internationales *Numisheet* 2002 et 1993) ainsi que deux applications industrielles proposées par la société *BENPACK*. Nous avons proposé des simulations numériques en utilisant le code *ABAQUS* explicite et implicite avec des éléments de coque

axisymétriques et 3*D*. Nous avons choisi de présenter la variation d'épaisseur de l'embouti le long de son profil (abscisse curviligne), car en connaissant l'évolution d'épaisseur et basant sur des critères industriels de faisabilité de pièces nous pouvons prévoir quelques défauts importants du procédé tels que la rupture et le plissement. D'après les résultats obtenus, nous avons montré la grande l'influence des paramètres du procédé sur l'état final de la pièce emboutie. Nous constatons tout de suite que pour chaque paramètre il nous faut une valeur optimale pour obtenir une pièce sans défauts.

Une série de tests expérimentaux a été réalisée sur des presses d'emboutissage de la société *BENPACK* afin de confronter les résultats obtenus avec ceux de la simulation. La mesure des différentes épaisseurs des échantillons n'a pas été effectuée, par manque de moyens de mesure au niveau de notre laboratoire.

Nous proposons comme perspective future de poursuivre les travaux entamés afin de développer des méthodes d'optimisation couplées au code *ABAQUS* (l'effort de serrage, les rayons de congé,...) pour contrôler de façon automatique les paramètres d'emboutissage.

Annexe

Présentation du logiciel ABAQUS

1. Les Logiciels sur le marché

Il faut savoir que les logiciels de conception et de calculs assistés par ordinateur sont très nombreux sur le marché. Les plus utilisés sont Nastran, Catia, ABAQUS et SolidWorks. Tous ces logiciels effectuent les mêmes tâches, c'est à dire qu'ils génèrent des structures, ses caractéristiques et celles du problème étudié (par exemple une table avec 8 pieds de différentes longueurs en liège et devant soutenir une charge de 2T en son centre), ensuite ils calculent le devenir de cette structure (déformations, ruptures, plastification…) et enfin ils permettent de traiter ces résultats afin d'en sortir des données utilisables et exploitables.

La plupart des entreprises utilisent un assortiment de ces logiciels qui sont plus ou moins performants dans l'une ou l'autre de ces tâches, par exemple, dessiner avec Catia, calculer avec ABAQUS et faire du post traitement avec Nastran. Il vous sera donc certainement demandé dans le monde de l'entreprise une maîtrise de plusieurs de ces outils, d'où l'intérêt de commencer avec ABAQUS.

2. Les caractéristiques du logiciel ABAQUS

ABAQUS a été développé par Hibbit, Karlsson & Sorensen (HKS) (devenue ABAQUS, Inc depuis) depuis 30 ans et le début de la théorie des éléments finis et a été amélioré au fur et à mesure pour intégrer toutes les nouveautés de la théorie et des besoins de l'entreprise, jusqu'à ce que l'entreprise soit rachetée par Dassault industries en Octobre de l'année 2005.

ABAQUS est avant tout un logiciel de simulation par éléments finis de problèmes très variés en mécanique. Il est connu et répandu, en particulier pour ses traitements performants de problèmes non-linéaires.

Le coeur du logiciel ABAQUS est donc ce qu'on pourrait appeler son "moteur de calcul". À partir d'un fichier de données (caractérisé par le suffixe .inp), qui décrit l'ensemble du problème mécanique, le logiciel analyse les données, effectue les simulations demandées et fournit les résultats dans un fichier .odb.

Deux tâches restent à accomplir : générer le fichier de données (cela s'appelle aussi effectuer le prétraitement) , et exploiter les résultats contenus dans le fichier .odb (ou post traitement). La structure du fichier de données peut se révéler rapidement complexe : elle doit contenir toutes les définitions géométriques, les descriptions des maillages, des matériaux, des chargements, etc…, suivant une syntaxe précise. Il faut savoir que le pré traitement et le post traitement peuvent être effectués par d'autres logiciels. ABAQUS propose le module ABAQUS CAE, interface graphique qui permet de gérer l'ensemble des opérations liées à la modélisation :

La génération du fichier de données, Le lancement du calcul proprement dit, L'exploitation des résultats.

3. Bases de l'interface d'ABAQUS

– Organisation de l'interface

On retrouve dans l'interface les éléments essentiels suivants : la fenêtre d'affichage graphique une première barre de menus en haut : ces menus sont relatifs au module dans lequel on se trouve une deuxième barre horizontale d'outils : y sont disposées les icônes correspondant aux commandes les plus courantes, c'est-à-dire les commandes d'ouverture et de sauvegarde de fichiers, et les commandes réglant l'affichage des vues (perspective, ombrage, zoom, rotations, etc.) une troisième barre de menus déroulant permettant d'accéder aux autres modules, ou de sélectionner le modèle ou la pièce sur lesquels on souhaite travailler.

Plus important : on dispose à gauche d'une colonne d'icônes permettant d'accéder aux outils disponibles à l'intérieur du module dans lequel on se trouve.

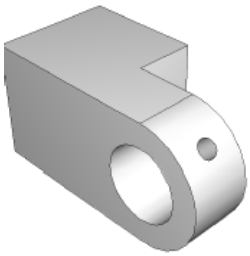
L'espace juste sous la fenêtre d'affichage graphique est celui dans lequel ABAQUS vous parle : les messages affichés à cet endroit sont faits pour vous guider dans l'action que vous avez entreprise. Lisez-les, suivez-les attentivement, ils vous seront d'une grande aide. Enfin, une fenêtre en-dessous sur fond blanc est utilisée pour afficher des messages informatifs : réponses à des questions posées, avertissements liés à des problèmes rencontrés, etc.

4. Présentation du logiciel ABAQUS CAE.

– Les Modules :

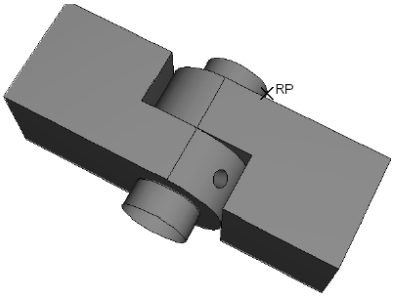
ABAQUS CAE est divisé en unités fonctionnelles appelées modules. Chaque module contient les outils qui sont propres à une partie de la tâche de modélisation :

• Le module **PART** : Le module *Part* permet de créer tous les objets géométriques nécessaires à notre problème, soit en les dessinant dans ABAQUS CAE, soit en les important d'un logiciel de dessin tiers.



• Le module **PROPERTY** : Le module *Property* permet, comme son nom l'indique, de définir toutes les propriétés d'un objet géométrique ou d'un partie de ces objets.

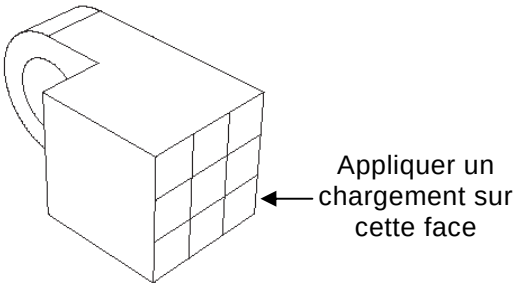
• Le module **ASSEMBLY** : Ce module permet d'assembler les différents objets géométriques créés dans un même repère de coordonnées global. Un modèle ABAQUS contient un seul assemblage :



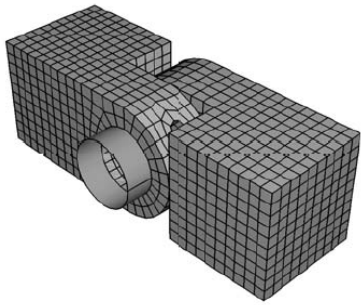
• Le module **STEP** : Ce module permet de définir toutes les étapes et les requêtes pour le post traitement, c'est à dire le moment (temps) à partir duquel une force est appliquée et jusqu'à quand, il est aussi possible de créer des forces ou des conditions limites qui s'activent à des moments donnés.

• Le module **INTERACTION** : Grâce ce module, il est possible de spécifier toutes les interactions entre les différentes parties et régions du modèle, qu'elles soient mécaniques, thermiques ou autres. Il faut savoir qu'ABAQUS ne prend en compte que les interactions explicitement définies, la proximité géométrique n'étant pas suffisante.

• Le module **LOAD** : Le module *Load* permet de spécifier tous les chargements, conditions limites et champs. Il faut savoir que les chargements et le conditions limites sont dépendants des *steps*, par exemple une force est appliquée au *step* 1 mais inactive au *step* 2 :

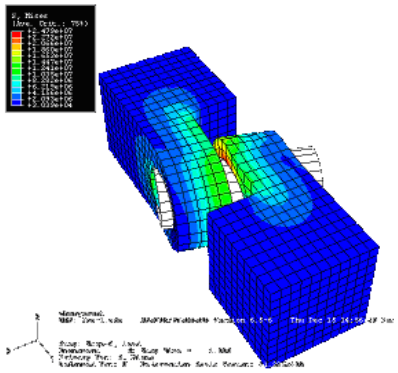


• Le module **MESH** : Ce module contient tous les outils nécessaires pour générer un maillage élément fini sur un assemblage.



• Le module **JOB** : Une fois que toutes les tâches de définition du modèle ont été réalisées, il faut utiliser le module Job pour analyser ce modèle. ABAQUS va alors réaliser tous les calculs nécessaires et en tirer des résultats.

• Le module **VISUALIZATION** : Ce module permet de visualiser le modèle et les résultats, les courbes de charges, les déformations…



• Le module **SKETCH** : Ce module permet de créer des formes bidimensionnelles qui ne sont pas associés à un objet. Il peut être utilisé pour des extrusions par exemple.

– L'arbre du modèle

L'arbre donne une description visuelle de la hiérarchie des objets du modèle. Tous les objets sont indiqués par de petites icônes avec en parenthèses le nombre de ces objets. L'ordre de l'arbre reflète l'ordre classique d'élaboration du modèle. A partir de cet arbre il est possible de retrouver la plupart des fonctionnalités de la barre de menu principale. Par exemple, double cliquer sur **Part** permet de créer une nouvelle **Part** comme sélectionner **Part → Create** dans la barre de menu.

BIBLIOGRAPHIE

Bibliographie

[**Aba05**] ABAQUS user's manual – version 6.5, Edition HKS, USA, 2005.

[**Amb05**] G. Ambrogio, L. De Napoli, L. Filice, F. Gagliardi, M. Muzzupappa, *Application of Incremental Forming process for high customized medical product manufacturing*, Journal of Materials Processing Technology, 162–163 : 156–162, 2005.

[**Bar98** O. Barlet, Contribution à l'optimisation de forme de pièces embouties pour l'industrie de l'automobile, Thèse de doctorat UTC, Compiègne, France, avril 1998.

[**Bat05**] J. L. Batoz, H. Naceur, Y. Q. Guo, *Formability Predictions in Stamping and Process Parameter Optimization based on the Inverse Approach Code Fast_Stamp*, Numisheet'2005, A : 831–836, Editors : L. M. Smith, F. Pourboghat, J. W. Yoon, T. B. Stoughton, American Institute of Physics, August 2005.

[**Bat90**] J. L. Batoz, Y. Q. Guo, J. M. Detraux, *An inverse finite element procedure to estimate the large plastic strain in sheet metal forming*, 3rd International Conference on Technology of plasticity, Kyoto, Japan, July 1990.

[**Bat89**] J. L. Batoz, Y. Q. Guo, J. M. Detraux, *An efficient algorithm to estimate the large strain in deep drawing*, NUMIFORM'89, Fort Collins, Colorado, 26–30 June 1989.

[**Bec00**] S. Beck, Control of the Deep Drawing Process Through Active Drawbeads, in New Developments in Sheet Metal Forming ISBN 3–88355–292–5, Klaus Siegert (Editor) : 195–211, Fellbach, Germany, 23–24 May 2000.

[**Ben06**] L. Ben Ayed, A. Delameziere, J. L. BATOZ, C. Knopf–Lenoir, *Optimisation des efforts serre–flan pour l'emboutissage d'une boîte carrée*, Revue Européenne de Mécanique Numérique, 15 (1–2–3) : 53–65, 2006.

[**Ben04**] S. Ben Elechi, Analyse et conception rapides de paramètres de procédés d'emboutissage pour le contrôle du retour élastique, Thèse de doctorat, UTC, 2004.

[**Bou03**] N. Boudeau, Approches méthodologiques, numériques et expérimentales en mise en forme des structures minces, poudre et polymères chargés, Mémoire d'Habilitation à Diriger des Recherches, Université de Franche–Comté, 2003.

[**Bru98**] M. Brunet, S. Mguil, F. Morestin, *Analytical and experimental studies of necking in sheet metal forming processes*, J. Mat. Process. Technol., 80–81 : 40–46, 1998.

[**Cao01**] J. Cao, B. L. Kinsey, H. Yao, V. Viswanathan, N. Song, *Next generation stamping dies–controllability and flexibility*, Robotics and Computer Integrated Manufacturing, 17 : 49–56, 2001.

[**Cer04**] E. Ceretti, C. Giardini, A. Attanasio, *Experimental and simulative results in sheet incremental forming on CNC machines*, Journal of Materials Processing Technology, 152 : 176–184, 2004.

[**Cha07**] Q. Changa, D. Lia, Y. Penga, X. Zeng, *Experimental and numerical study of warm deep drawing of AZ31 magnesium alloy sheet*, International Journal of Machine Tools & Manufacture, 47 : 436–443, 2007.

[**Col02a**] Col A., *Emboutissage des tôle*s : *Aspects mécanique*, Techniques de l'ingénieur, M3 181, 2002.

[**Col02b**] Col A., *Emboutissage des tôles* : *Importance des modes de déformation*, Techniques de l'ingénieur, BM 7 510, 2002.

[**Con85**] Considère A., Mémoire sur l'emploi du fer et de l'acier dans les constructions, Annales ponts et chaussées, 1885.

[**Cor83**] J.P. Cordebois, Critères d'instabilité plastique et endommagement ductile en grande déformation (application à l'emboutissage), Thèse d'Etat, Université Paris–VI, 1983.

[**Deb05**] K. Debray, F. Bogard, Y. Li, Y. Q. Guo, *Optimisation des surfaces additionnelles en emboutissage des tôles minces.* 17ème Congrès Français de Mécanique Troyes, 2005.

[**Del02a**] A. Delamézière, Contribution à l'optimisation des paramètres du procédé d'emboutissage des tôles minces par l'approche inverse, Thèse de doctorat UTC, Compiègne, France, Décembre 2002.

[**Del02b**] A. Delamézière, H. Naceur, P. Breitkopf, C. Knopf–Lenoir, J. L. Batoz, P. Villon, *Faisabilité en emboutissage : Optimisation du matériau par surface de réponse*, Mécanique & Industries, 3 (2) : 93–98, 2002.

[**Des00**] R. Descamps, B. Chamont, R. Kergen, *Blank–holder Force Control in Deep Drawing* (Application on a Critical Industrial Part) , *in New Developments in Sheet Metal Forming ISBN* 3–88355–292–5, Klaus Siegert (Editor) : 229–247, Fellbach, Germany, 23–24 May 2000.

[**Duf05**] G. A. Duffet, A. Forgas, L. Neamtu, H. Naceur, J. L. Batoz, Y. Q. Guo*, Use of the Inverse Approach for the Manufacture and Decoration of Food Cans*. Numisheet'2005, A : 731–736, Editors: L. M. Smith, F. Pourboghat, J. W. Yoon, T. B. Stoughton, American Institute of Physics, August 2005.

[**Fel00**] É. Felder, *Procédés de mise forme : Introduction*, Techniques de l'ingénieur, M 3000, 2000.

[**Fel94**] É. Felder, *Tribologie de l'emboutissage*, Techniques de l'ingénieur, M 7535, 1994.

[**Flo07**] P. Flores, L. Duchene, C. Bouffioux, T. Lelotte, C. Henrard, N. Pernin, A. Van Bael, S. He, J. Duflou, A. M. Habraken, *Model identification and FE simulations: Effect of different yield loci and hardening laws in sheet forming*, International Journal of Plasticity, 23 : 420–449, 2007.

[**Gan02a**] G. Gantar, K. Kuzman, *Sensitivity and stability evaluation of deep drawing process*, J. Mat. Process. Technol., 125–126 : 302–308, 2002.

[**Gan02b**] G. Gantar, K. Kuzman, *Optimization of sheet metal forming processes by the use of numerical simulations*, J. Mat. Process. Technol., 130–131, 54–59, 2002.

[**Gho00**] O. Ghouati, J. C. Gélin, H. Lenoir, *Process optimization in deep drawing.* Revue européenne des éléments finis, 9 (1–2–3) : 129–149, 2000.

[**Guo00**] Y. Q. Guo , J. L. Batoz, H. Naceur, S. Bouabdallah, F. Mercier, O. Barlet, *Recent developments on the analysis and optimum design of sheet metal forming parts using a simplified inverse approach*, Comput. Struct., 78 : 133–148, 2000.

[**Guo90**] Y. Q. Guo, J .L. Batoz, J. M. Detraux, P. Duroux, *Finite element procedures for strain estimations of sheet metal forming parts*, Int. J. Num. Method. Engrg., 30 : 1385–1401, 1990.

[**Hal00**] D. Haller, Controllable Nitrogen Gas Spring Systems for Stamping Applications, in New Developments in Sheet Metal Forming ISBN 3–88355292–5, Klaus Siegert (Editor) : 249–276, Fellbach, Germany, 23–24 May 2000.

[**Häu00**] M. Häussermann, *Multipoint–Cushion–Technology Advances and Die Design, in New Developments in Sheet Metal Forming ISBN* 3–88355–292–5, Klaus Siegert (Editor) : 341–366, Fellbach, Germany, 23–24 May 2000.

[**Hib01**] Hibbit, Karlsson and Sorensen, *ABAQUS Theory Manual*, 2001.

[**Hor96**] P. Hora, L. Tong, J. Reissner, *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, 252–256, Dearborn, Michigan, U.S.A., September 1996.

[**Hus07**] G. Hussain, L. Gao, *A novel method to test the thinning limits of sheet metals in negative incremental forming*, International Journal of Machine Tools & Manufacture, 47 : 419–435, 2007.

[**Jan05**] T. Jansson, A. Andersson, L. Nilsson, Optimization of draw–in for an automotive sheet metal part : An evaluation using surrogate models and response surfaces, J. Mat. Process. Technol., 159 : 426–434, 2005.

[**Kel04**] G. Keltz, Contribution à l'optimisation des procédés d'emboutissage de tôles en construction automobile, Thèse de Doctorat, Université de Franche Comte, 2004.

[**Kim98**] Sangdo Kim, M. Park, Kim Sangjin, D. Seo, *Blank design and formability for non–circular deep drawing processes by the finite element method,* Journal of Materials Processing Technology, 75 : 94–99, 1998.

[**Lab03**] C. Labergère, Contributions à la modélisation, à l'optimisation et au contrôle des procèdes d'hydroformage de tubes et flans, Thèse de doctorat, Université de Franche–Comté, 2003.

[**Les03**] P. Lestriez, Modélisation numérique du couplage thermo–mécanique–endommagement en transformations finies : Application à la mise en forme, Thèse de Doctorat, Université de Technologie de Troyes, 2003.

[**Lie04**] W. B. Lievers, A. K. Pilkey, D. J. Lloyd, Using incremental forming to calibrate a void nucleation model for automotive aluminum sheet alloys, Acta Materialia, 52 : 3001–3007, 2004.

[**Mak93**] A. Makinouchi, E. Nakamachi, E. ONATE, R. H. Wagoner, *Verification of Simulation with Experiment*, 2nd Int. Conf. on Numerical Simulation of 3D Sheet Forming processes – NUMISHEET'93, Isehara, Japan, 1993.

[**Mar67**] Z. Marciniak, K. Kuczinski, *Limit strains in the process of stretch forming sheet metal*, Int. J. Mech. Sci. 1967.

[**Mei00**] T. Meinders, *Developments in numerical simulations of the real life deep drawing process*, Ph.D. Thesis, University of Twente, Enschede, Ponsen & Looijen Wageningen (publ.), ISBN 90–36514002, 2000.

[**Mer98**] F. Mercier, *Contribution à la modélisation d'emboutissage de tôles minces par l'approche inverse*. Thèse de doctorat, UTC, France, 1998.

[**Nac04**] H. Naceur, A. Delamézière, J. L. Batoz, Y. Q. Guo, C. Knopf–Lenoir, *Some improvements on the optimum process design in deep drawing using the inverse approach*, Journal of Material Processing Technology, 146 : 250–260, 2004.

[**Nac03**] H. Naceur, P. Breitkopf, C. Knopf–Lenoir, A. Rassineux, P. Villon, *Response surface method for the optimal design of the initial blank in sheet metal forming process*, 6th ESAFORM Conference one Material Forming, Salerno, Italy, 28–30 April 2003.

[**Nac01**] H. Naceur, Y. Q. Guo, J. L. Batoz, C. Knopf–Lenoir, *Optimization of drawbead restraining forces and drawbead design in sheet metal forming process*, Int. J. of Mech. Sc., 43 : 2407–2434, 2001.

[**Nac98**] H. Naceur, Optimisation de forme de structures minces en présence de non linéarités géométriques et matérielles, Thèse de doctorat UTC, Compiègne, France, septembre 1998.

[**Nak93**] E. Nakamachi, *Sheet Forming Process Characterization by Static–Explicit Anisotropic Elastic–Plastic Finite element Simulation*, NUMISHEET'93, 2nd. Int. Conf., Numerical Simulation of 3D Sheet Metal Forming Proceses, 109–123, 1993.

[**Nav02**] K. Naval, D. Ravi Kumar, *Optimization of initial blank shape to minimize earing in deep drawing using finite element method*, Journal of Materials Processing Technology, 130–131 : 20–30, 2002.

[**Pol92**] P. Pol, Modélisation du comportement élastoplastique de coques minces par éléments finis, Thèse de doctorat UTC, Compiègne, France, 1992.

[**Pol87**] P. Poloukhine, V. Tiourine, P. Davidkov, D. Vitanov, *Traitement des métaux par déformation.* Mir Moscou, 1987.

[**Qua81**] R. Quatremer, *Déformation plastique des tôles*. Delagrave, Paris, 1981.

[**Ses04**] *Service des Études et des Statistiques Industrielles* (Sessi) du Ministère de l'Economie des Finances et de l'Industrie; La sous–traitance en chiffres (métaux, plastiques, caoutchouc, électronique), Dossiers sectoriels, téléchargeable http://www.industrie.gouv.fr/sessi/, 2004.

[**Sie03**] K. Siegert, B. Oberpriller, H. Markstädter, *Hydromechnical Deep Drawing of Car outer Panels, in Hydroforming of Tubes*, Extrusions and Sheet Metals ISBN 3–88355–321–2, Klaus Siegert (Editor) : 551–567, Fellbach, Germany, 28–29 October 2003.

[**Sie00**] K. Siegert, Research and Development in the Field of Sheet Metal Forming Technology of the Institute for Metal forming Technology (IFU) of the University of Stuggart, in New Developments in Sheet Metal Forming ISBN 3–88355–292–5, Klaus Siegert (Editor) : 277–308, Fellbach, Germany, 23–24 May 2000.

[**Sto88**] T. B. Stougton, *Model of drawbead forces in sheet metal forming*, Proceeding of the 15th Biennial IDDRG Cong., Dearborn, USA, 205–215, 1988.

[**Tho00**] W. Thomas, T. Oenoki, T. Altan, *Process simulation in stamping – recent applications for product and process design*, J. Mat. Process. Technol., 98 : 232–243, 2000.

[**Wag03**] S. Wagner, S. Jäger, *Combination of Deep Drawing With Subsequent Hydroforming, in Hydroforming of Tubes*, Extrusions and Sheet Metals ISBN 3–88355–321–2, Klaus Siegert (Editor) : 227–243, Fellbach, Germany, 28–29 October 2003.

[**Wan01**] W. Wang, M. Lou, CAE approach for springback prediction and compensation in sheet metal forming, Simulation of Materials processing : Theory, Methods and Application, Numiform'2001, Ken–Ichiro Mori (Editor), Toyohashi, Japan, 741–744, 2001.

[**Wan00**] X. Wang, J. Cao, On the prediction of side–wall wrinkling in sheet metal forming processes, Int. J. Mech. Sci., 42 : 2369–2394, 2000.

[**Was70**] B. Wassilieff, *Emboutissage. Règles principales, calculs, exemples*. Edition Dunod, Paris, 1970.

ملخص

تمت في هذه المذكرة دراسة تأثير عوامل تشكيل المعادن بواسطة السحب العميق على جودة القطع المنتجة. في الجزء الأول نجد دراسة بيبليوغرافية حول مبادئ وتقنيات السحب العميق متبوعة بعرض لمختلف طرق النموذجة العددية لهذه التقنية بواسطة العناصر المتناهية والمعتمدة على طرق التحليل بواسطة المقاربة المبسطة والمتزايدة. في الجزء الثاني تم إعطاء دراسة حول مدى تأثير عناصر السحب العميق على جودة القطع حيث تم إثبات ذلك بتطبيقات صناعية للتحقق العددي من النموذجة المستعملة بواسطة برنامج: Abaqus.

كلمات مفتاحية : تشكيل, سحب عميق, عناصر متناهية, برنامج: Abaqus.

Abstract

In this work, we have studied the influence of the deep-drawing process parameters on the quality of the deep drawn parts. In the first part, we present a bibliographical study on the deep-drawing principle and on its techniques; we have also present a various numerical models for this process by using a finite element method and by introducing analysis methods using the simplified and incremental approaches. In the second part, we present the sensitivities study of the deep-drawing parameters by using a numerical validation through up industrial applications of BENPACK Company with the help of ABAQUS software.

***Key words** : Forming, Deep-Drawing, Finite elements, Software : Abaqus.*

Résumé

Dans ce travail, on a étudié l'influence des paramètres du procédé d'emboutissage sur la qualité des pièces embouties. La première partie est consacrée à l'étude bibliographique sur le principe d'emboutissage et ses techniques, et aussi à la présentation des différentes modélisations numériques du procédé en utilisant la méthode des éléments finis, en se basant sur les méthodes d'analyse utilisant des approches simplifiées et incrémentales. Dans la deuxième partie, on a présenté l'étude de sensibilités des paramètres d'emboutissage, suivi d'une validation numérique à travers des applications industrielles de la société *BENPACK*, en utilisant le logiciel *ABAQUS*.

Mots clés : Mise en forme, Emboutissage, Éléments finis, logiciel : Abaqus.