LABORATOIRE DE PHYSIQUE ET
MECANIQUE DES MATERIAUX

THESE EN COTUTELLE

Présentée à

UNIVERSITE DE PITESTI

Par

Monica IORDACHE

Pour l'obtention des grades de :

DOCTEUR DE L'UNIVERSITE PAUL VERLAINE – METZ
DOCTEUR DE L'UNIVERSITE DE PITESTI

Discipline : Mécanique

Contribution à la simulation du processus de déformation plastique à froid des tôles

Soutenance prévue le 21 septembre 2007
Devant le Jury composé de :

Dorel BANABIC	Professeur à l'Université de Cluj	Rapporteur
Salima BOUVIER	Maître de Conférences à l'Université de Paris 13	Rapporteur
Gérard FERRON	Professeur à l'Université Paul Verlaine – Metz	Directeur de thèse
Ion UNGUREANU	Professeur à l'Université de Pitesti	Directeur de thèse
Gheorghe SINDILA	Professeur à l'Université Polytechnique de Bucarest	Examinateur
Ion TABACU	Doyen, Professeur à l'Université de Pitesti	Examinateur

Remerciements

Je voudrais exprimer de ma plus grande reconnaissance et profonde gratitude à Messieurs les Professeurs Gérard FERRON et Ion UNGUREANU pour les conseils, pour leur soutien et les encouragements qu'ils m'ont apportés. Soyez assurés du témoignage de mes sincères remerciements et de ma profonde estime.

Je tiens à exprimer mes remerciements à Monsieur Dorel BANABIC, Professeur à l'Université de Cluj et à Madame Salima BOUVIER, Maître de Conférences à l'Université de Paris 13 pour avoir accepté la charge de rapporteur. J'adresse également mes remerciements à Gheorghe SINDILA, Professeur à l'Université Polytechnique de Bucarest et Ion TABACU, Doyen, Professeur à l'Université de Pitesti pour avoir participe au jury de soutenance.

Sa disponibilité et l'aide qu'il m'a apportée lors des différents problèmes rencontrés ont fait de Luciano MOREIRA, un important soutien pour moi. Je le remercie pour le temps qu'il a consacré à corriger les erreurs.

Ainsi je tiens à remercier à Madame Marion MARTINY, Maître de conférences à l'Université de Metz et à Madame Nadine BOURGEOIS, Maître de conférences à l'Université de Metz pour leurs précieux conseils et pour m'avoir donné l'occasion de participer activement à la mise au point de l'obtention de courbes limites de formage.

Je remercie également à Madame Marioara ABRUDEANU, Professeur à l'Université de Pitesti pour m'avoir fait confiance en me donnant l'occasion d'effectuer le premier stage de recherche à Metz.

J'exprime ma sincère reconnaissance à Madame Annick FERRON pour son soutien et ses sincères conseils.

Sommaire

INTRODUCTION GENERALE 7

1 STADE ACTUEL DES RECHERCHES SUR LE PROCESSUS DE MISE EN FORME DES TOLES 11

1.1 Comportement plastique. Les bases du processus de déformation plastique à froid 11
1.1.1 Critères de plasticité pour les matériaux isotropes 11
1.1.1.1 Critère de Tresca (1864) 12
1.1.1.2 Critère de Von Mises (1913) 12
1.1.1.3 Critère de Drucker (1949) 12
1.1.2 Anisotropie de la tôle 13
1.1.3 Critères de plasticité pour les matériaux anisotropes 13
1.1.3.1 Critère de Hill quadratique (1948) 13
1.1.3.2 Critère de Hill non quadratique (1979) 14
1.1.3.3 Critère de Hill non quadratique (1990) 15
1.1.3.4 Critère de Budiansky (1984) 15
1.1.3.5 Critère de Ferron (1994) 15
1.1.3.6 Critères de Barlat(1991,1997) Karafillis et Boyce (1993) et Banabic et al. (2003) 16
1.1.4 Conclusions concernant les critères de plasticité présentés 17
1.1.5 Relations entre les efforts et les déformations 18
1.1.5.1 Ecrouissage 18
1.1.5.2 Vitesses de déformation 19
1.2 Caractéristiques du processus d'emboutissage 19
1.2.1 Rapport d'emboutissage 19
1.2.2 Cornes d'emboutissage 20
1.2.3 Lubrification dans les processus d'emboutissage 22
1.3 Méthode des courbes limite de formage 24
1.3.1 Définition des courbes limite de formage 24
1.3.2 Essais pour la détermination expérimentale des courbes limite de formage 26
1.3.2.1 Essai de traction 27
1.3.2.2 Essai Swift 28
1.3.2.3 Essai Marciniak 28
1.3.2.4 Essai de gonflement hydraulique (Olsen-Jovignot) 29
1.3.2.5 Essai Nakazima 30
1.3.2.6 Essai Azrin-Bakofen 30
1.3.3 Conclusions concernant les essais pour la détermination des courbes limite de formage 31
1.3.4 Méthodes de mesure des déformations 32
1.3.4.1 Méthodes des réseaux de grilles - Types de réseaux 32
1.3.4.2 Méthode de corrélation d'images 33
1.3.5 Méthodes de détermination des déformations limites 34
1.3.5.1 La Méthode Veerman 34
1.3.5.2 La Méthode Bragard 35
1.3.5.3 La Méthode Hecker 35
1.3.6 Conclusions concernant les méthodes de détermination des déformations limites 36

2 STADE ACTUEL DES RECHERCHES SUR LA SIMULATION DU PROCESSUS DE MISE EN FORME DES TOLES 37

2.1 La simulation du gonflement hydraulique 37
2.2 La simulation du processus d'emboutissage hémisphérique 38
2.3 La simulation de l'emboutissage d'un godet 43

2.3.1 Distribution des déformations – rapport limite d'emboutissage 43
2.3.2 La formation des cornes d'emboutissage 46
2.4 Conclusions concernant les limites des possibilités de simulations 49

3 CONCLUSIONS SUR LE STADE ACTUEL DES RECHERCHES LIEES A LA SIMULATION DES PROCESSUS DE MISE EN FORME DES TOLES 50

3.1 Conclusions sur le stade actuel des recherches sur le processus de mise en forme des tôles 50
3.2 Conclusions sur le stade actuel des recherches sur la simulation des processus d'emboutissage 52
3.3 Directions de développement des recherches 53

4 METHODES ET MOYENS UTILISES DANS LA RECHERCHE EXPERIMENTALE 55

4.1 Bilan des essais réalisés 55
4.2 Les méthodes et moyens pour caractériser le comportement plastique des tôles 56
4.2.1 Le matériau utilisé 56
4.2.2 Les éprouvettes utilisées 57
4.2.3 Les équipements utilisés dans l'essai de traction 57
4.2.4 La mesure des déformations de l'éprouvette 58
4.3 Les méthodes et moyens utilisés pour déterminer les courbes limite de formage 58
4.3.1 Les éprouvettes utilisées 58
4.3.2 L'équipement utilisé 59
4.3.3 La détermination des déformations par la méthode de corrélation d'images 61
4.3.4 La préparation des expériences et le mode opératoire pour déterminer les courbes limite de formage 62
4.4 Les méthodes et moyens utilisés pour l'emboutissage hémisphérique 63
4.4.1 Eprouvettes utilisées 63
4.4.2 Les équipements utilisés pour l'emboutissage hémisphérique 64
4.5 Les méthodes et moyens utilisés pour l'emboutissage des godets 64
4.5.1 Eprouvettes utilisées 64
4.5.2 L'équipement utilisé pour l'emboutissage d'un godet 65
4. 5.3 La préparation des essais et le mode opératoire pour l'emboutissage des godets 66

5 LA SIMULATION DU PROCESSUS D'EMBOUTISSAGE DES TOLES 67

5.1 Introduction 67
5.2 La description du matériau dans Abaqus 68
5.3 La simulation de l'essai de traction 70
5.4 La simulation de l'essai d'emboutissage 71
5.5 La simulation de l'opération d'emboutissage avec un poinçon cylindrique à fond plat 72
5.6 La simulation de l'emboutissage hémisphérique 75
5.7 La simulation de l'emboutissage d'un godet 77

6. RÉSULTATS EXPÉRIMENTAUX 79

6.1 Résultats obtenus par l'essai de traction 79
6.1.1 Bilan des essais effectués 79
6.1.2 Analyse de l'écrouissage du matériau 80
6.1.3 Modélisation de l'écrouissage du matériau 86
6.1.3.1 Modélisation avec l'hypothèse d'isotropie transverse 86
6.1.3.2 Modélisation avec l'hypothèse d'anisotropie transverse 86
6.1.4 Analyse de l'anisotropie de déformation du matériau 87
6.1.5 Modélisation de l'anisotropie de déformation du matériau 89
6.1.5.1 Modélisation avec l'hypothèse d'isotropie transverse 89
6.1.5.2 Modélisation avec l'hypothèse d'anisotropie transverse 89
6.1.6 Relation entre anisotropie en contrainte et anisotropie en déformation 90
6.2 Résultats obtenus dans l'essai d'emboutissage à poinçon cylindrique à fond plat 92

6.2.1 Bilan des essais effectués ... 92
6.2.2 Analyse de la force d'emboutissage ... 97
6.2.3 Analyse des déformations limites ... 99
6.3 Résultats obtenus dans l'essai d'emboutissage à poinçon hémisphérique ... 108
6.3.1 Bilan des essais effectués ... 108
6.3.2 Analyse de la force d'emboutissage ... 108
6.4 Résultats obtenus dans l'essai d'emboutissage des godets ... 111
6.4.1 Bilan des essais effectués ... 111
6.4.2 Analyse de la force d'emboutissage ... 112
6.4.3 Analyse des cornes d'emboutissage ... 112
6.5 Conclusions concernant les résultats expérimentaux ... 113

7 ANALYSE DES RESULTATS OBTENUS PAR SIMULATION NUMERIQUE ... 115

7.1 Les résultats obtenus pour l'essai de traction ... 115
7.1.1 Simulation de la traction sur un élément ... 115
7.1.2 Simulation de la traction de l'éprouvette complète ... 118
7.2 Les résultats obtenus pour l'emboutissage avec un poinçon cylindrique à fond plat ... 119
7.2.1 Généralités sur les champs de contraintes et de déformations obtenus ... 119
7.2.2 Evolution de la force d'emboutissage en fonction de l'enfoncement du poinçon ... 121
7.2.3 Localisation de la déformation plastique ... 122
7.2.4 Influence du modèle de comportement plastique ... 125
7.3 Les résultats obtenus pour l'emboutissage avec un poinçon hémisphérique ... 128
7.3.1 Généralités sur les champs de contraintes et de déformations obtenus ... 128
7.3.2 Evolution de la force d'emboutissage en fonction de l'enfoncement du poinçon. Influence du modèle de comportement plastique ... 130
7.3.3 Analyse des distributions de déformations ... 132
7.4 Les résultats obtenus pour l'emboutissage des godets ... 134
7.4.1 Généralités sur les champs de contraintes et de déformations obtenus ... 134
7.4.2 Evolution de la force d'emboutissage en fonction de l'enfoncement du poinçon ... 136
7.4.3 Analyse des cornes d'emboutissage ... 136
7.5 Conclusions concernant les résultats de simulation ... 138

8. CONCLUSIONS. PERSPECTIVES. ... 141

REFERENCES ... 148

***ANNEXE 1* ... 153**

A1 METHODE DE MESURES DES DEFORMATIONS PAR CORRELATION D'IMAGES 153

A1.1 Equipements pour l'acquisition des images ... 153
A1.2 Equipements pour la réalisation des mouchetis ... 154
A2.3Logiciel Icasoft pour l'analyse et le traitement des données ... 155

***ANNEXE 2* ... 157**

A2 EQUIPEMENTS ET METHODES POUR LES ESSAIS D'EMBOUTISSAGE DE GODETS ... 157

A2.1 Capteurs de mesure de pression et de déplacement ... 157
A2.2 Logiciel pour l'acquisition des données ... 158

INTRODUCTION GENERALE

Le procède de déformation plastique par emboutissage de tôles est utilisé sur une grand échelle dans l'industrie. Les principaux utilisateurs sont les secteurs de l'automobile et de l'électrotechnique. L'amélioration de la compétitivité des ces secteurs industriels peut être obtenue grâce à une réduction des coûts de production, en associant le savoir-faire traditionnel avec les capacités de prévisions offertes par la simulation numérique notamment à l'aide de la méthode des éléments finis.

L'obtention d'une pièce emboutie sans défauts dépend en général de trois ensemble de facteurs, à savoir, (1) les caractéristiques de la tôle (matériau, épaisseur, propriétés mécaniques et physiques), (2) la forme et les matériaux des outils (par exemple, le rayon du congé de la matrice, entre autres) et (3) les conditions aux limites inhérentes au procédé (force de serre-flan, jonc de retenue, tribologie, conditions de lubrification, etc.).

Les principales propriétés mécaniques du matériau de la tôle métallique qui ont une grande influence sur le procédé d'emboutissage sont : la limite élastique (Re), la résistance à la rupture (R_m), l'allongement uniforme réparti (A% réparti), l'exposant d'écrouissage (n) et le coefficient d'anisotropie plastique (R). Ces propriétés mécaniques peuvent être déterminées à partir de l'essai de traction uniaxiale. Par ailleurs, l'emboutissabilité des tôles est également évaluée à partir de la Courbe Limite de Formage (CLF) et de l'essai sur une coupelle cylindrique (Essai Swift).

Pour réduire les périodes d'expérimentation qui peuvent être longues et coûteuses de nombreuses recherches ont été effectuées à l'aide de la simulation du processus d'emboutissage par la méthode des éléments finis. La simulation du processus d'emboutissage permet d'estimer, dès la phase même de projet, si une pièce avec une certaine configuration peut être obtenue par emboutissage ou non, en tenant compte des trois ensembles de facteurs précédemment cités qui influencent le processus.

La simulation numérique a fait des progrès considérables durant les vingt dernières années, suite à une grande croissance des capacités des moyens de calcul et stockage de données associées aux interfaces graphiques à la disposition de l'utilisateur de CAO. Grâce à des algorithmes de plus en plus robustes, la méthode des éléments finis peut traiter des problèmes non linéaires issus du comportement du matériau, de la géométrie de la pièce et du

contact avec les outils. En résumé, on peut souligner le fait que la simulation est un outil très utile pour analyser les causes des éventuels défauts sur les pièces embouties.

Les recherches effectuées dans le cadre de cette thèse ont eu comme premier but l'obtention des données expérimentales pour décrire le comportement plastique de l'acier A5 STAS 10318-80. Pour cela, une campagne exhaustive d'essais a été menée d'abord pour la caractérisation des propriétés mécaniques évaluées par des essais de traction uniaxiale d'éprouvettes découpées dans le plan de la tôle, ensuite par la détermination des CLF et finalement par des essais de coupelle cylindrique du type Swift. L'ensemble de ces données nous a ensuite permis d'identifier deux modèles phénoménologiques afin de décrire le comportement de l'anisotropie plastique initiale de la tôle de l'acier A5 STAS 10318-80. L'étape des simulations numériques associées aux manipulations expérimentales constitue le deuxième volet de cette thèse, avec pour but d'estimer la qualité des prévisions numériques en comparaison avec les résultats expérimentaux.

La thèse est repartie en huit chapitres. Les trois premiers chapitres présentent l'état actuel des recherches dans le domaine de l'emboutissage des tôles métalliques. Le chapitre 1 présente les aspects liés au comportement plastique des matériaux, les caractéristiques du procédé d'emboutissage et les méthodes de détermination des Courbes Limites de Formage. L'état actuel de la simulation numérique de l'emboutissage des tôles minces métalliques est détaillé au chapitre 2, en particulier en ce qui concerne les prévisions obtenues à partir de la simulation de procédés tels que l'hydroformage, l'expansion par poinçonnement hémisphérique et l'emboutissage profond de godets cylindriques. Dans le chapitre 3, sont établies les conclusions sur l'état actuel des travaux de recherche menés dans le cadre associé aux méthodes expérimentales et de simulations numériques des procédés d'emboutissage des tôles métalliques. Les directions de recherche adoptées dans le cadre de cette thèse sont également exposées dans ce chapitre.

Les méthodes et les moyens utilisés pour chaque essai expérimental sont décrits au chapitre 4, à savoir, les équipements, les différentes éprouvettes de même que les méthodologies adoptées pour déterminer les propriétés mécaniques de l'acier A5 STAS 10318-80, les Courbes Limites de Formage et les cornes d'emboutissage. Ensuite, le chapitre 5 décrit les détails nécessaires à la réalisation de l'étape de simulation numérique par éléments finis. Dans ce chapitre sont présentés les formes et dimensions des outils et flans, les interactions entre les surfaces de contact outillage-flan, les conditions aux limites, les chargements et les étapes de dépouillement des résultats.

Le chapitre 6 présente les résultats expérimentaux obtenus pour l'acier A5 STAS 10318-80, à savoir, les essais (1) de traction uniaxiale pour différents angles de prélèvement de l'éprouvette; (2) d'emboutissage avec un poinçon cylindrique à fond plat ; (3) d'expansion avec un poinçon hémisphérique et (4) d'emboutissage profond de godets cylindriques.

- L'essai de traction a eu comme but la détermination du comportement plastique du matériau étudié. Cette détermination, nécessaire pour définir le matériau dans la simulation de l'emboutissage, a été effectuée pour des flans découpés à des angles de 0º, 45º et 90º par rapport à la direction de laminage.
- Les essais d'emboutissage avec poinçon cylindrique à fond plat ont eu pour but de déterminer les courbes limites de formage de l'acier étudié. Pour cela, on a fait varier la largeur de l'éprouvette de 80 mm à 200 mm et on a déterminé les déformations de la pièce emboutie à l'aide du programme disponible au Laboratoire. Ces mesures ont été complétées par des mesures d'épaisseurs utilisant un microscope optique.
- Dans le cas de l'emboutissage hémisphérique on a fait varier deux grandeurs: la vitesse d'emboutissage et le coefficient de frottement entre le poinçon et la tôle. Les mesures concernent l'évolution de la force d'emboutissage en fonction de l'enfoncement du poinçon. Ces essais ont été réalisés pour deux types de sollicitations: l'expansion biaxiale sur une éprouvette carrée (200x200mm), et la traction uniaxiale sur une éprouvette rectangulaire (80x200mm).
- L'emboutissage de godet a été réalisé principalement pour étudier l'influence du coefficient d'anisotropie sur l'apparition des cornes d'emboutissage.

Dans le chapitre 7 est présentée et discutée l'analyse comparative des résultats expérimentaux avec ceux obtenus par simulation.

Les contributions apportées à la simulation des processus de déformation plastique des tôles et les perspectives d'étude sont présentées dans le chapitre 8.

Au cours du stage de préparation en cotutelle effectué en 2005 au Laboratoire de Physique et Mécanique des Matériaux de l'Université Paul Verlaine de Metz, nous avons réalisé les déterminations expérimentales et les simulations suivantes: essais de traction, d'emboutissage avec poinçon cylindrique à fond plat et d'emboutissage avec poinçon hémisphérique. Les résultats expérimentaux ont fait l'objet des premières comparaisons avec les résultats obtenus par simulation.

A l'Université de Piteşti, dans les laboratoires de la Faculté de Mécanique et Technologie, nous avons réalisé l'emboutissage profond des pièces cylindriques et poursuivi les simulations numériques. Dans ce but, d'une part nous avons mis au point un stand expérimental permettant de mesurer la force de serre flan, la force et la profondeur de poinçon en emboutissage profond, et d'autre part nous avons acquis le logiciel de calcul Abaqus.

1 STADE ACTUEL DES RECHERCHES SUR LE PROCESSUS DE MISE EN FORME DES TOLES

Nous présentons dans ce chapitre les modélisations du comportement plastique à froid des tôles métalliques, ainsi que les différents essais classiques d'emboutissage des tôles et l'analyse des limites à l'emboutissage imposées par l'apparition de la striction et la rupture.

1.1 Comportement plastique. Les bases du processus de déformation plastique à froid

Dans l'analyse des processus de déformation il est important de connaître les conditions dans lesquelles le matériau passe de l'état élastique à l'état plastique. Pendant la traction ce passage se fait quand l'effort unitaire dépasse la valeur de la limite d'élasticité R_c du matériau. Dans le cas des sollicitations multiaxiales il est nécessaire de choisir un critère sur la base duquel on puisse déterminer la relation qui doit exister entre les efforts de manière que le matériau soit sollicité à la limite du domaine plastique.

1.1.1 Critères de plasticité pour les matériaux isotropes

La relation définissant l'atteinte de la limite d'écoulement s'exprime, pour un matériau isotrope, sous la forme:

$$f(\sigma_1,\sigma_2,\sigma_3)=0 \tag{1.1.1}$$

ou

$$f(I_1,I_2,I_3)=0 \tag{1.1.2}$$

où I_1, I_2, I_3 sont les invariants du tenseur $\boldsymbol{\sigma}$, coefficients de l'équation caractéristique $\left|\sigma_{ij}-\lambda\delta_{ij}\right|=0$:

$$I_1=Tr(\sigma);\ I_2=\frac{1}{2}\left[(T(\sigma))^2-Tr(\sigma^2)\right];\quad I_3=\det|\sigma| \tag{1.1.3}$$

Géométriquement, la relation représente, dans l'espace des contraintes principales, une surface régulière et convexe nommée surface d'écoulement ou surface de charge. Pour tous les points à l'intérieur de cette surface, caractérisés par f<0, la sollicitation est élastique, et pour ceux sur la surface, f = 0, la sollicitation est plastique.

Pour un matériau plastiquement incompressible la fonction peut aussi être écrite en fonction du déviateur du tenseur des contraintes, $S=\sigma-\frac{1}{3}Tr(\sigma)I$, sous la forme:

$$f(J_2, J_3) = 0 \tag{1.1.4}$$

ou:

$$J_1 = Tr(S) = 0\,;\; J_2 = \frac{1}{2}Tr(S^2)\,;\quad J_3 = Tr(S^3) \tag{1.1.5}$$

La fonction donnée par l'équation (1.1.4) représente l'expression générale des critères de plasticité isotropes, indépendants de la pression hydrostatique.

1.1.1.1 Critère de Tresca (1864)

Conformément à cette condition le matériau passe de l'état élastique à l'état plastique quand la contrainte tangentielle maximum, τ_{max}, atteint une certaine valeur critique. Cette contrainte correspond à la semi-différence entre les contraintes principales extrêmes, conformément au cercle de Mohr.

$$F(\sigma_i) = \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} = k \tag{1.1.6}$$

où k représente la limite élastique dans le cas de la sollicitation de cisaillement pur. Cette valeur peut être déterminée en partant de l'essai de traction, pour lequel $R_c = 2k$.

Dans l'espace des contraintes principales (σ_1, σ_2, σ_3) ce critère est représenté sous la forme d'un prisme ayant comme base un hexagone.

1.1.1.2 Critère de Von Mises (1913)

Cette condition a été formulée sous la forme suivante: le matériau passe de l'état élastique à l'état plastique quand l'énergie de déformation associée au changement de forme atteint une certaine valeur critique.

L'expression générale de ce critère peut être écrite sous la forme:

$$f(J_2) = 0 \text{ ou } J_2 = k^2 \tag{1.1.7}$$

Le critère Von Mises s'exprime dans l'espace des contraintes principales sous la forme:

$$(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 = 2 \cdot R_c^2 \tag{1.1.8}$$

Dans l'espace des contraintes principales (σ_1, σ_2, σ_3) ce critère est représenté sous la forme d'un cylindre à base circulaire.

1.1.1.3 Critère de Drucker (1949)

Ce critère proposé par Drucker [DRU 49] a été obtenu en partant des deuxième et troisième invariants du déviateur des contraintes. Ce critère a la forme:

$$f(J_2, J_3) = (3J_2)^3\left[1 - C\left(\frac{J_3^2}{J_2^3}\right)\right] = \left[1 - \left(\frac{4C}{27}\right)\right]R_c^{\,6} \tag{1.1.9}$$

ou C représente une constante qui dépend du matériau. Pour C=1 on obtient le critère de Tresca et pour C=0, le critère de Von Mises.

1.1.2 Anisotropie de la tôle

En raison de la structure cristalline et des techniques de fabrication les tôles métalliques ont des propriétés mécaniques différentes selon différentes directions. Une tôle est un matériau présentant une anisotropie particulière, appelée orthotropie, qui correspond à l'existence de trois plans de symétrie orthogonaux, définis par la direction de laminage, la direction transverse long (direction de la largeur) et direction transverse court (direction de l'épaisseur).

Les propriétés mécaniques dans le plan de la tôle sont parfois très différentes de celles dans la direction normale (anisotropie normale). Cette propriété influence les conditions de déformation de la tôle, particulièrement à l'emboutissage.

Les équations qui modélisent le phénomène réel de déformation doivent aussi contenir les mesures qui caractérisent le degré d'anisotropie. La mesure la plus utilisée pour la caractérisation du degré d'anisotropie est le coefficient d'anisotropie, *R*. Ce coefficient est défini par la relation :

$$R = \frac{\varepsilon_2}{\varepsilon_3} \tag{1.1.10}$$

où: ε_2 est la déformation dans la direction de la largeur d'une éprouvette à section rectangulaire;

ε_3, la déformation dans la direction d'épaisseur.

La détermination du coefficient d'anisotropie se fait par l'essai de traction d'une éprouvette de tôle. Des matériaux avec des valeurs de *R* différentes pour différentes directions de traction dans le plan de la tôle (cas général) est un matériau à anisotropie transverse ou plane. Des matériaux avec un coefficient *R* différent de 1 mais ne variant pas dans le plan de la tôle sont des matériaux à isotropie transverse ou anisotropie normale.

1.1.3 Critères de plasticité pour les matériaux anisotropes

1.1.3.1 Critère de Hill quadratique (1948)

Ce critère s'exprime dans le système des axes d'orthotropie (x, y, z) en fonction de six paramètres: F, G, H, L, M, N qui caractérisent l'anisotropie du matériau:

$$2f(\sigma_{ij}) = F(\sigma_{yy} - \sigma_{zz})^2 + G(\sigma_{zz} - \sigma_{xx})^2 + H(\sigma_{xx} - \sigma_{yy})^2 + 2L\sigma_{yz}^2 + \\ + 2M\sigma_{zx}^2 + 2N\sigma_{xy}^2 = 1 \tag{1.1.12}$$

Dans le cas d'un état de contrainte plane (σ_x, σ_y, σ_{xy}) dans le plan principal (x, y), le critère devient:

$$2f(\sigma_{ij}) = (G+H)\sigma_{xx}^2 - 2H\sigma_{xx}\sigma_{yy} + (F+H)\sigma_{yy}^2 + 2N\sigma_{xy}^2 = 1 \qquad (1.1.13)$$

Les coefficients du matériau peuvent être déterminés en partant de l'essai de traction sur l'éprouvette coupée à 0º, 90º et 45º par rapport à la direction de laminage.

Dans le cas de l'isotropie transverse (anisotropie normale), le critère de Hill (1948) peut être exprimé en fonction des contraintes principales σ_1 et σ_2 :

$$\sigma_1^2 + \sigma_2^2 + R(\sigma_1 - \sigma_2)^2 = (1+R)R_c^2 \qquad (1.1.14)$$

ou:

$$(1+2R)\left(\frac{\sigma_1 - \sigma_2}{R_c}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_1 + \sigma_2}{R_c}\right)^2 = 2(1+R) \qquad (1.1.15)$$

Les relations (1.1.13)-(1.1.15) représentent les équations d'ellipses dont les longueurs d'axes dépendent du coefficient d'anisotropie.

1.1.3.2 Critère de Hill non quadratique (1979)

Les recherches expérimentales ont montré que pour certains matériaux (Ti, Zn, Al) la condition de plasticité ne peut pas être représentée par une ellipse.

Pour englober aussi ces matériaux, Hill [HIL 79] a généralisé avec des exposants non entiers l'équation qui donne la condition de plasticité en l'exprimant sous la forme:

$$f|\sigma_2 - \sigma_3|^m + g|\sigma_3 - \sigma_1|^m + h|\sigma_1 - \sigma_2|^m + a|2\sigma_1 - \sigma_2 - \sigma_3|^m + b|2\sigma_2 - \sigma_3 - \sigma_1|^m + \\ + c|2\sigma_3 - \sigma_1 - \sigma_1|^m = R_c^m \qquad (1.1.16)$$

où les directions des contraintes principales (1,2,3) coïncident avec les directions principales (x, y, z).

Ce critère présente deux cas particuliers:

- si a=b=c=0 et f=g on obtient le critère de Hosford (1972):

$$|\sigma_1|^m + |\sigma_2|^m + R|\sigma_1 - \sigma_2|^m = (1+R)R_c^m \qquad (1.1.17)$$

- si a=b=f=g=0 on obtient:

$$(1+2R)\cdot\left|\frac{\sigma_1 - \sigma_2}{R_c}\right|^m + \left|\frac{\sigma_1 + \sigma_2}{R_c}\right|^m = 2(1+R) \qquad (1.1.18)$$

où m est un paramètre qui peut être déterminée expérimentalement et qui prend des valeurs supérieures à un, $m \geq 1$.

Pour m=2 on obtient le critère de Hill (1948).

1.1.3.3 Critère de Hill non quadratique (1990)

Hill (1990) a proposé un critère dans lequel on tient compte de l'anisotropie transverse, [HIL 90]. Ce critère est défini en fonction des composantes des contraintes principales (σ_1, σ_2) et de leur orientation par rapport aux axes principaux, α = (x,1) = (y, 2) par la relation:

$$\left|\sigma_1+\sigma_2\right|^m+\left(\frac{\sigma_b}{\tau}\right)^m\left|\sigma_1-\sigma_2\right|^m+ \\ +\left|\sigma_1^2+\sigma_2^2\right|^{\frac{m}{2}-1}[-2a(\sigma_1^2-\sigma_2^2)+b(\sigma_1^2-\sigma_2^2)^2\cos 2\alpha]\cos 2\alpha=(2\sigma_b)^m \tag{1.1.19}$$

dans laquelle: σ_b représente la limite élastique dans le cas d'une sollicitation biaxiale;

τ , la limite élastique dans le cas d'une sollicitation de cisaillement.

Les coefficients a et b caractérisent l'anisotropie transverse et peuvent être déterminés par deux méthodes: soit à l'aide des valeurs des limites élastiques dans le cas de la traction (σ_0, σ_{45}, σ_{90}), soit à l'aide des coefficients d'anisotropie (R_0, R_{90}).

1.1.3.4 Critère de Budiansky (1984)

En 1984 Budiansky [BUD 84], a proposé la définition d'une courbe qui donne la condition de plasticité sous une forme paramétrique, exprimée de la manière suivante:

$$\frac{\sigma_1+\sigma_2}{2\sigma_b}=g(\theta)\cdot\cos\theta; \\ \frac{\sigma_1-\sigma_2}{2\sigma_s}=g(\theta)\cdot\sin\theta \tag{1.1.20}$$

où: g(θ) est le rayon polaire;

θ est l'angle polaire fait par le rayon vecteur avec l'axe horizontal pour un point courant de la courbe;

σ_b est la limite d'écoulement en sollicitation équibiaxiale;

σ_s est la limite d'écoulement en cisaillement.

1.1.3.5 Critère de Ferron (1994)

Le critère de plasticité formulé par Budiansky en 1984 a été généralisé pour l'anisotropie transverse des tôles en 1994 par Ferron et collab. [FER 94].

Le critère de plasticité est exprimé avec une fonction de la forme [FER 94], [MOR 00]:

$$f=\phi(\sigma_1,\sigma_2,\alpha)-\sigma=0 \tag{1.1.21}$$

ou:

$$f=\varphi(x_1,x_2,\alpha)-\sigma=0 \tag{1.1.22}$$

La contrainte équivalente de référence (σ) est prise en traction équibiaxiale.

σ_1, σ_2 sont les contraintes selon les directions principales;

α, l'angle formé par les axes (x, y) et les directions de contraintes principales (1,2), fig. 1.1

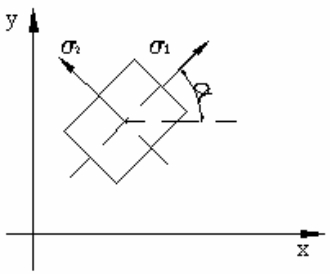


Fig. 1.1

$$x_1 = \frac{\sigma_1 + \sigma_2}{2}; \quad x_2 = \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2}$$

En utilisant une représentation polaire il résulte:

$$x_1 = \sigma \cdot g(\theta, \alpha) \cdot \cos\theta; \quad x_2 = \sigma \cdot g(\theta, \alpha) \cdot \sin\theta \tag{1.1.23}$$

où: g(θ, α) est le rayon polaire;

θ, l'angle polaire (fig.1.6).

$$(1-k)^{\frac{m}{6}} g^{-m}(\theta,\alpha) = F(\theta)^{\frac{m}{6}} \tag{1.1.24}$$
$$-2a\sin\theta\cos^{2n-1}\theta\cos 2\alpha + b\sin^{2p}\theta\cos^{2q}2\alpha$$

La fonction g(θ) est définie par Ferron à travers la relation:

$$(1-k)g(\theta)^{-6} = F(\theta) = (\cos^2\theta + A\sin^2\theta)^3 \tag{1.1.25}$$
$$-k\cos^2\theta\cdot(\cos^2\theta - B\sin^2\theta)^2$$

où: k, A, B sont des constantes positives.

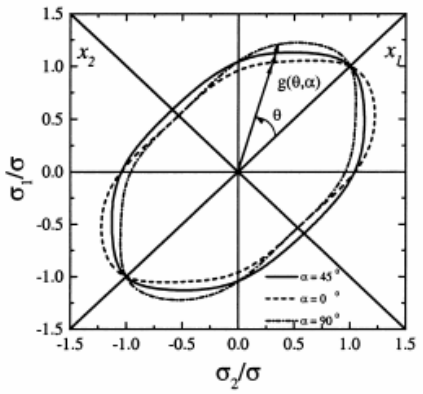


Fig.1.2

L'équation (1.1.24) représente une extension du critère de Drucker.

A = 3 et B = 9 dans le cas du critère de Druker.

Les valeurs des constantes du matériau peuvent être déterminées si on connait le coefficient d'anisotropie R(α), σ_u/σ, τ/σ, où σ_u est la contrainte en traction et τ la contrainte en cisaillement pur.

1.1.3.6 Critères de Barlat(1991,1997) Karafillis et Boyce (1993) et Banabic et al. (2003)

En vue de décrire mathématiquement le comportement plastique d'alliages d'aluminium Barlat et al. [BAR 91], [BAR 97] et Karafillis et Boyce [KAR 93] ont défini des critères sur la base d'une transformation linéaire du tenseur des contraintes, définie par :

$$\boldsymbol{S} = \boldsymbol{L}\boldsymbol{\sigma} \tag{1.1.26}$$

Les composantes du tenseur $\boldsymbol{S}$:entrent dans la définition d'une fonction de charge à exposants non entiers, par exemple [BAR 97] :

$$\phi = \alpha_x\left|S_y - S_z\right|^a + \alpha_y\left|S_z - S_x\right|^a + \alpha_z\left|S_x - S_y\right|^a = 2\bar{\sigma}^a \tag{1.1.27}$$

où α_x, α_y, α_z sont des coefficients du matériau.

Banabic et al. [BAN 03] ont également développé un critère où la contrainte équivalente $\bar{\sigma}$ est définie par :

$$\bar{\sigma} = \left[a(\Gamma + \Psi)^{2k} + a(\Gamma - \Psi)^{2k} + (1-a)(2\Psi)^{2k}\right]^{1/2k} \tag{1.1.28}$$

avec :

$$\Gamma = M\sigma_{11} + N\sigma_{22} \tag{1.1.29}$$

$$\Psi = \sqrt{(P\sigma_{11} - Q\sigma_{22})^2 + R^2\sigma_{11}\sigma_{22}}$$

1.1.4 Conclusions concernant les critères de plasticité présentés

Depuis 1948 ont été proposés de nombreux critères qui décrivent le comportement plastique des matériaux. Dans le tableau 1.1 on présente comparativement les critères étudiés. Dans la dernière colonne de ce tableau les coefficients A, B, k, m, n, p, q sont spécifiques au critère de Ferron, équations 1.1.24 et 1.1.25, et la constante C est spécifique au critère de Drucker, équation 1.1.9.

Tab.1.1

Critère de plasticité	Type de matériau	Forme de la surface de plasticité	Coefficients spécifiques à chaque équation qui décrit le critère
Tresca (1864)	isotrope (R=1)	hexagone	C=1
Von Mises (1913)	isotrope (R=1)	ellipse	k=0;m=2; n=p=q=1; a=0; b=0; A = 3; B=x*, C=0
Drucker (1949)	isotrope (R=1)	Surface applatie	C est calculé, A=3, B=9
Hill (1948)	anisotrope (anisotropietransverse, R≠1)	Ellipse dont les axes dépendent des coefficients d'anisotropie ($R_{0°}$, $R_{45°}$, $R_{90°}$)	k=0;m=2; n=p=q=1; a=0; b=0, B=x*, A, a et b sont calculés en fonction des coefficients d'anisotropie $R_{0°}$, $R_{45°}$, $R_{90°}$
Hill (1979)	anisotrope (anisotropie transverse, R≠1)	Equation de forme non quadratique Surface déformée	m est calculé en fonction de la forme souhaitée pour la surface de charge
Budiansky (1984)	anisotrope (isotropie transverse, R≠1)	courbe sous forme paramétrique	
Hill (1990)	anisotrope (anisotropie transverse, R≠1)	Surface déformée	k=0; m=2; n=p=q=1, B=x*, A est déterminé en fonction de $R_{45,}$ a et b sont déterminés en fonction des coefficients d'anisotropie $R_{90°,}$ $R_{0°}$
Ferron (1994)	anisotrope (anisotropie transverse, R≠1)	Surface aplatie	**k=0,2; m=n=p=2; q=1; B=3A; A est déterminé en fonction de $R_{45,}$ a et b sont déterminés en fonction des coefficients d'anisotropie $R_{90°,}$ R_0 ****valeurs couramment utilisées**

**** Remarque :*** *B=x : valeur de B indifférente lorsque k=0*

1.1.5 Relations entre les efforts et les déformations

1.1.5.1 Ecrouissage

La déformation plastique conduit à une évolution de la surface de charge. Nous nous limitons ici à l'écrouissage supposé isotrope, c'est-à-dire que la surface de charge se dilate uniquement. Dans ces conditions la contrainte de limite élastique (ou contrainte d'écoulement plastique) augmente avec la déformation plastique selon une loi appelée loi d'écrouissage.

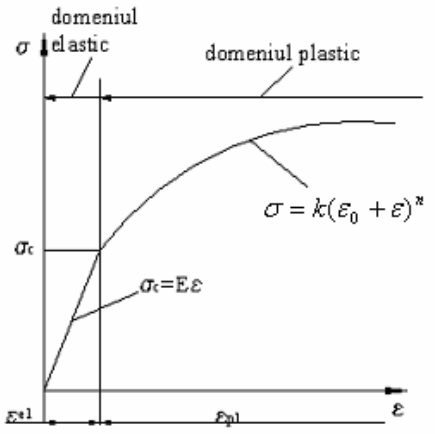


Fig.1.3

Dans le domaine élastique les relations entre les efforts et les déformations sont linéaires (exprimées par la loi de Hooke) alors que dans le domaine plastique ces relations sont non linéaires (fig.1.3).

Pour le domaine plastique, la relation la plus usuelle est de type puissance (la loide Swift):

$$\sigma = k(\varepsilon_0 + \varepsilon)^n \qquad (1.1.30)$$

où: k, ε_0, n représentent les constantes du matériau.

Le coefficient n est appelé exposant d'écrouissage.

En dehors de la loi de Swift, différentes relations ont été proposées pour la caractérisation du comportement plastique des métaux. Par la suite sont présentées quelques lois de comportement pour les matériaux à comportement plastique avec écrouissage rencontrés dans la littérature.

La loi de Hollomon:

$$\sigma = K \cdot \varepsilon^n \qquad (1.1.31)$$

La loi de Ludwick

$$\sigma = \sigma_0 + k \cdot \varepsilon^n \qquad (1.1.32)$$

La loi de Voce

$$\sigma = \sigma_S \left[1 - A\exp(-B\varepsilon)\right] \qquad (1.1.33)$$

La loi de Marciniak

$$\sigma = A + B \cdot \ln(\varepsilon_0 + \varepsilon) \qquad (1.1.34)$$

où: k, ε_0, σ_0, A, B, c représentent les constantes du matériau, spécifiques à chaque loi.

La loi d'écrouissage est le plus souvent identifiée dans des essais de traction uniaxiale. Dans le cas d'une sollicitation quelconque la loi d'écrouissage relie l'évolution $\bar{\sigma}(\bar{\varepsilon})$ entre la contrainte équivalente $\bar{\sigma}$ et la déformation équivalente $\bar{\varepsilon}$.

1.1.5.2 Vitesses de déformation

Dans le cas d'un comportement plastique correspondant à une loi dite « loi associée » les vitesses de déformation s'obtiennent à partir de la loi de normalité, qui exprime que les vitesses de déformation sont « normales à la surface de plasticité » :

$$\dot{\varepsilon}_{ij} = \dot{\lambda} \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} \tag{1.1.35}$$

où $f = f(\sigma_{kl}) = \overline{\sigma}$ est l'équation de la surface de charge. Ainsi dans le cas d'un matériau anisotrope, l'anisotropie se manifeste à la fois au niveau des contraintes d'écoulement (influence de l'orientation sur les contraintes d'écoulement) et au niveau de la cinématique de la transformation (influence de l'orientation sur les vitesses de déformation plastique).

1.2 Caractéristiques du processus d'emboutissage

L'emboutissage représente la transformation d'un produit semi-fini (tôle) en une pièce courbe avec souvent une diminution d'épaisseur [ZGU 77].

Par emboutissage on peut obtenir des pièces de formes et dimensions différentes commençant par les plus simples de forme cylindrique de faible hauteur et en finissant par celles de forme complexe asymétrique.

Le type de déformation dépend du mode d'action du système de retenue. Dans l'emboutissage par expansion la tôle est bloquée entre la matrice et le serre-flan. Pour contrôler le glissement de la tôle une méthode couramment utilisée dans l'industrie est l'usage des joncs de retenue. Dans l'emboutissage profond la tôle glisse entre la matrice et le serre-flan.

1.2.1 Rapport d'emboutissage

Dans la pratique, on cherche que les pièces embouties de tôle soient obtenues par un nombre minimum d'opérations, et que le niveau de déformation du matériau soit le plus petit possible [BAN 92], [ILI 77], [ILI 84] [ROM 70], [ZGU 77].

Le rapport d'emboutissage (drawing ratio, DR) caractérise le niveau de déformation du matériau. Ce niveau de déformation en emboutissage profond des pièces de révolution s'exprime en fonction du diamètre initial du flan (d) et du diamètre final de la pièce emboutie (D). Ce rapport s'exprime :

$$DR = \frac{d}{D} \tag{1.2.1}$$

De la définition il résulte que la déformation réalisée est d'autant plus grande que la valeur de *DR* est plus grande. La valeur du rapport d'emboutissage ne peut pas augmenter au dessus d'une valeur limite parce qu'elle est liée à la force maximum qui peut être transmise par les

parois de la pièce pendant l'emboutissage. Cette valeur maximale de *DR* est le rapport limite d'emboutissage (Limit Drawing Ratio, LDR).

Le rapport limite d'emboutissage dépend de plusieurs facteurs parmi lesquels: les propriétés mécaniques du matériau, la composition chimique, la forme et les dimensions de la pièce emboutie, les rayons de raccordement des éléments actifs, le jeu entre les éléments actifs, la vitesse des outils, le graissage (la lubrification) etc.

1.2.2 Cornes d'emboutissage

L'anisotropie plane favorise l'apparition des cornes d'emboutissage profond sur les godets ou coupelles. Le contour du flan initialement circulaire, devient irrégulier. Ce comportement est lié à l'anisotropie dans le plan de la tôle.

Nous rappelons que le coefficient d'anisotropie, R, est défini par la relation :

$$R = \frac{\varepsilon_2}{\varepsilon_3} \tag{1.2.2}$$

où: ε_2 est le déformation dans la direction de la largeur d'une éprouvette à section rectangulaire;

ε_3, le déformation sur la direction d'épaisseur. La détermination du coefficient d'anisotropie se fait par l'essai à traction d'une éprouvette de tôle.

La valeur moyenne du coefficient d'anisotropie se définit par la relation:

$$R_{med} = \frac{R_{0^\circ} + R_{90^\circ} + 2R_{45^\circ}}{4} \tag{1.2.3}$$

où R_{0^o}, R_{90^o},et R_{45^o} sont les coefficients d'anisotropie déterminés par l'essai de traction sur des éprouvettes coupées à 0º, 90º et 45º par rapport à la direction de laminage, fig. 1.4.

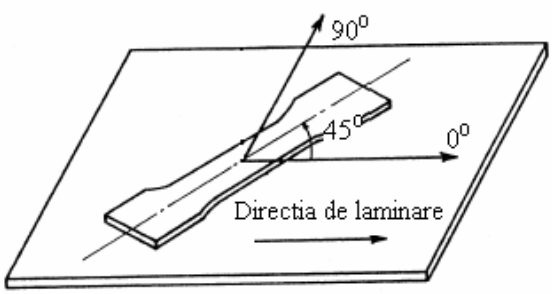


Fig. 1.4

Une grande valeur du coefficient d'anisotropie moyen montre que les tôles ont une résistance élevée à la diminution de l'épaisseur. Les pièces creuses pourront donc être embouties plus profondément si le matériau présente un R_{med} plus grand [ICA 83].

Pour la majorité des tôles il existe une variation des valeurs de R dans le plan de la tôle, par rapport à la direction de laminage, nommée anisotropie plane ΔR. L'anisotropie plane est la différence entre la valeur moyenne à 0°et 90° et la valeur de R à 45°, et s'exprime par la relation [ICA 83]:

$$\Delta R = \frac{R_{0^\circ} + R_{90^\circ} - 2R_{45^\circ}}{2} \tag{1.2.4}$$

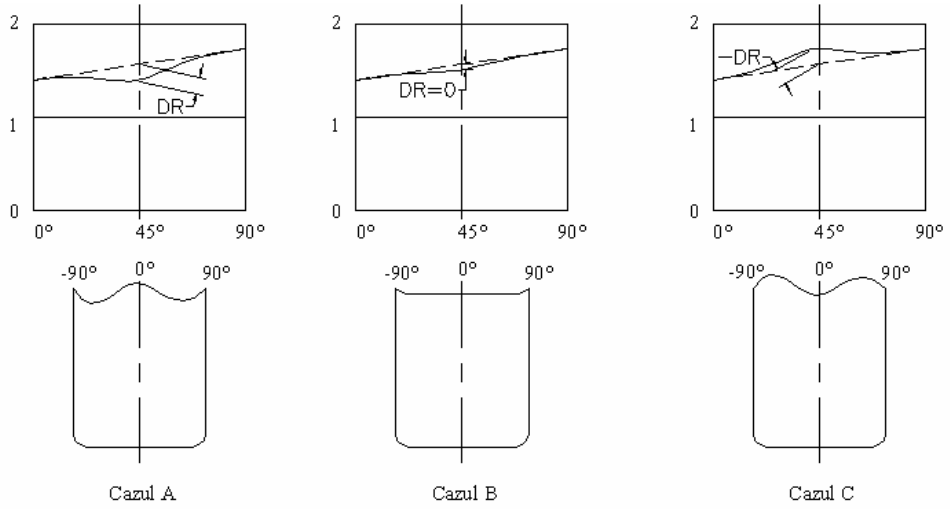


Fig. 1.5

L'anisotropie plane favorise l'apparition des cornes d'emboutissage profond sur les godets ou coupelles. Les cornes apparaissent dans la direction correspondant aux valeurs les plus grandes du coefficient d'anisotropie R. Les valeurs de R peuvent être représentées graphiquement comme fonction de l'angle formé par la direction de traction de l'éprouvette et la direction de laminage (α=0, 45, 90º), fig.1.5 [ICA 83]. L'apparition des cornes peut être rapportée aux valeurs de R, fig. 1.5.

Dans ces graphiques on peut observer qu'aux valeurs grandes de R à 0º et 90º les cornes (ou oreilles) apparaissent dans ces directions (cas A), si $\Delta R \cong 0$ les cornes ne se forment pas (cas B), dans le cas où la valeur de R_{45} est plus grande (cas C) les oreilles sont formées à 45º de la direction de laminage [ICA 83]. Il résulte qu'il est souhaitable d'obtenir des tôles à isotropie plane, $\Delta R=0$.

Zaky étudie l'anisotropie de l'aluminium pur et d'un acier au carbone à faible teneur, fig. 1.6, [ZAK 98]. Par la modification de la forme circulaire du flan on peut éviter l'apparition des oreilles d'emboutissage, fig. 1.7, et la force nécessaire pour l'emboutissage diminue, fig. 1.8. La détermination du contour de la tôle se fait géométriquement, fig. 1.9, DR représentant le degré de déformation.

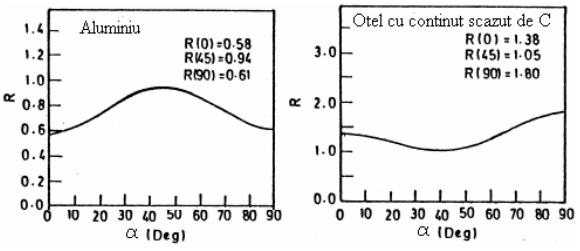


Fig. 1.6

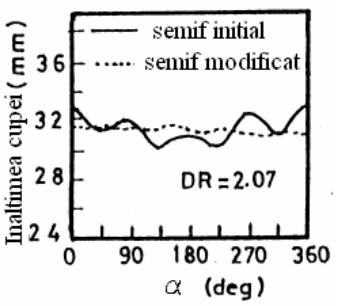


Fig. 1.7

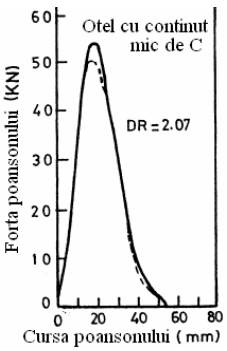


Fig. 1.8

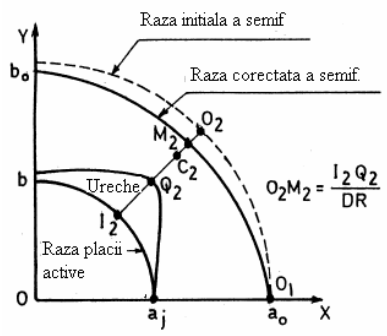


Fig. 1.9

Les bons résultats sont obtenus par la modification du contour de la tôle initiale. Une étude comparable a également été effectuée [KIS 02], le matériau utilisé étant un acier au carbone à faible teneur. La dimension des cornes d'emboutissage est déterminée conventionnellement avec la relation [ZAK 98]:

$$E = \frac{h_{\max} - h_{\min}}{h_{\min}} \cdot 100 \ [\%] \tag{1.2.5}$$

Dans laquelle h_{max} représente la hauteur maximum du godet;

h_{min}, la hauteur minimum du godet.

Le rayon du poinçon et le rapport d'emboutissage (DR) influencent aussi la dimension des cornes d'emboutissage, fig.1.10, fig. 1.11 [TAK 00].

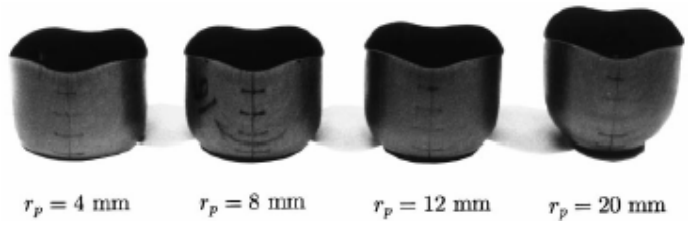


Fig. 1.10

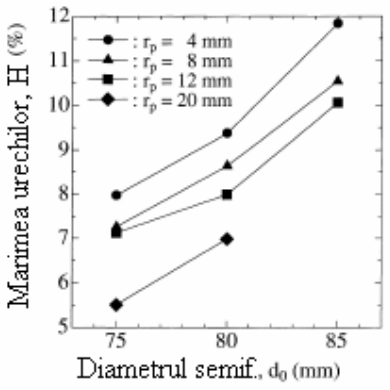


Fig. 1.11

1.2.3 Lubrification dans les processus d'emboutissage

Pour diminuer le frottement entre la pièce et les surfaces actives de la matrice, du serre-flan et du poinçon et pour les protéger contre le collage du matériau et les rayures, on utilise le graissage de ces surfaces. De la manière dont est réalisé le graissage des pieces et de la qualité du lubrifiant utilisé dépend aussi la qualité du processus de déformation ainsi que la qualité et la précision des pièces obtenues par l'emboutissage [CIO 91], [CIR 66], [ILI 77], [ILI 84],

[ROM 70], [ZGU 77]. Le graissage des pièces à l'emboutissage présente les avantages suivants:

- il diminue le coefficient de frottement entre la pièce et les parties actives d'outils et, par conséquent, la force d'emboutissage ;
- il améliore le processus de déformation du matériau, comme conséquence de l'action de certains lubrifiants, à la surface des pièces;
- il prévient l'amincissement excessif du matériau comme conséquence de la diminution des contraintes d'emboutissage;
- il améliore la qualité des pièces embouties;
- il augmente la résistance de la matrice d'emboutissage.

Les lubrifiants utilisés pour le graissage à l'emboutissage doivent respecter les conditions suivantes [CIO 91]: ils doivent former une pellicule uniforme et résistante aux pressions élevées qui apparaissent dans le processus d'emboutissage, ne pas s'évaporer ou changer leurs propriétés avec l'élévation de température créée par le procédé de formage, avoir une bonne adhérence aux surfaces métalliques qui sont graissées; pour ne pas corroder les surfaces des éléments de la matrice ou de la tôle, avoir une stabilité chimique élevée, et ne doivent pas être nocives.

Dans la pratique, on utilise des lubrifiants de plusieurs types ayant une composition différente. Ils sont divisés en deux groupes: lubrifiants avec addition de différents matériaux, lubrifiants sans addition.

Comme additifs pour les lubrifiants on utilise, sous forme de poussière, la craie, le talc, le graphite, etc. Les meilleurs résultats sont donnés par les lubrifiants d'addition de talc ou graphite qui réduisent le coefficient de frottement et augmentent la durabilité des matrices par rapport au cas du graissage avec des lubrifiants sans addition. De bons résultats ont été obtenus aussi par l'addition dans la composition des lubrifiants du bisulfure de molybdène. Dans le tableau 1.2 sont données les valeurs du coefficient de frottement à l'emboutissage avec ou sans graissage [ROM 70].

Tab. 1.2

Conditions d'emboutissage	Coefficient de frottement		
	Acier (OLC 10)	Aluminium	Duralumin
Sans graissage	0,18-0,20	0,25	0,22
Huile minérale	0,14-0,16	0,15	0,16
Lubrifiant avec additif	0,06-0,10	0,10	0,08-0,10

Après l'emboutissage, le lubrifiant sur la surface de la pièce peut être éliminé de la surface de la pièce par différents procédés: dégraissage en bain alcalin, dégraissage

électrolytique, lavage par solvants organiques, nettoyage par ultrasons, dissolution par solvants organiques.

1.3 Méthode des courbes limite de formage

1.3.1 Définition des courbes limite de formage

Pour l'appréciation de la capacité de déformation des tôles une méthode fréquemment utilisée dans les pays industrialisés est la méthode des courbes limite de formage.

Les déformations plastiques auxquelles une tôle peut être soumise dans une opération d'emboutissage sont limitées par l'apparition de la striction et de la fissuration. La connaissance des déformations limite et la caractérisation des déformations des tôles représentent un problème important pour ceux qui les utilisent. Pour résoudre ce problème a été introduite par Keeler (1965) la notion de courbe limite de formage (CLF ou *forming limit diagram* - FLD). [BAN 92] présente un historique de l'apparition et du développement des courbes limite de déformation. Ainsi, dans les années 1965-1968 à côté de Keeler ont contribué aussi d'autres chercheurs comme Heyer et Newby qui ont étudié la possibilité d'application de la CLF sur des boites rectangulaires. Hakazima développe une méthode simple de détermination des CLF en utilisant des éprouvettes rectangulaires de différentes largeurs, Hatashi utilise pour la détermination des CLF l'emboutissage hydrostatique de plaques ayant un orifice elliptique. Après 1968 beaucoup de chercheurs orientent leur activité vers ce domaine.

Les courbes limites de formage, dans le système des axes ε_1-ε_2, représentent la déformation limite obtenue soit à l'apparition de la striction de la tôle, soit à l'apparition de la fissure. En général, il y a deux types de courbes limites de formage: les CLF à striction et CLF à rupture. Pour les matériaux ductiles pour lesquels la rupture est précédée par la striction un intérêt spécial est représenté par la CLF à striction parce que la striction se manifeste par un amincissement local de la tôle qui ne peut pas être accepté à cause de la diminution de la résistance et aussi pour des raisons esthétiques.

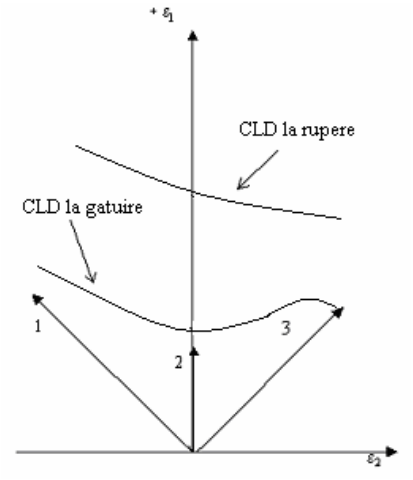


Fig.1.12

Pour beaucoup de matériaux la courbe limite de déformation a la forme présentée dans la fig. 1.12 [BAN 92]. L'intersection de la courbe avec l'axe vertical (le point où la sollicitation est de traction plane) correspond au minimum de la courbe.

Les trois directions marquées sur la figure indiquent:

- 1, traction simple;
- 2, déformation plane;
- 3, allongement biaxial.

Les courbes limite de formage peuvent être tracées si on connaît les déformations ε_1 et ε_2 à striction. Ces déformations peuvent être déterminées analytiquement ou expérimentalement.

Les principales théories utilisées pour la détermination analytique des courbes limite de formage sont synthétisées dans l'ouvrage [BAN 92], fig. 1.13.

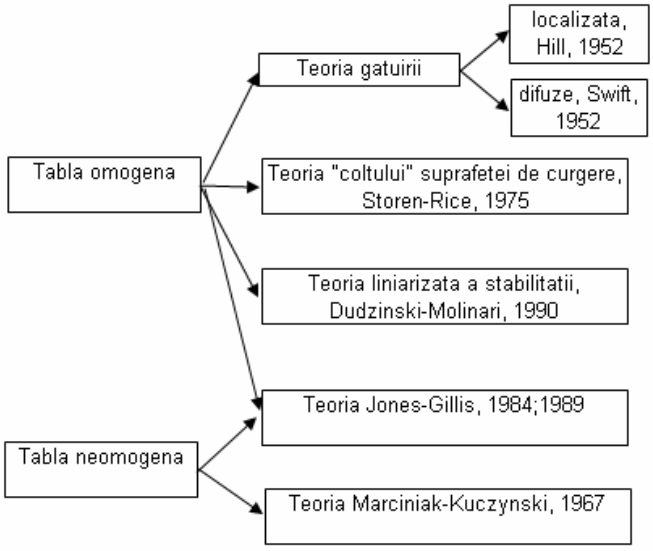


Fig.1.13

Dans l'ouvrage [HAD 99] les courbes limite de formage sont tracées en utilisant la théorie Marciniak-Kuczinski dans laquelle est introduite la théorie de plasticité „3G".

North American Deep Drawing Research Group (NADDRG) propose un modèle empirique [BLE 98] pour le tracé de ces courbes. Ce modèle est comparé avec celui basé sur le critère Hill et Swift pour différents matériaux. De bons résultats ont été obtenus avec le modèle NADDRG [BLE 98] dans le cas des aciers ferritiques, fig. 1.14 (acier IF) et moins bons dans le cas des aciers austénitiques, fig. 1.15 (acier TRIP).

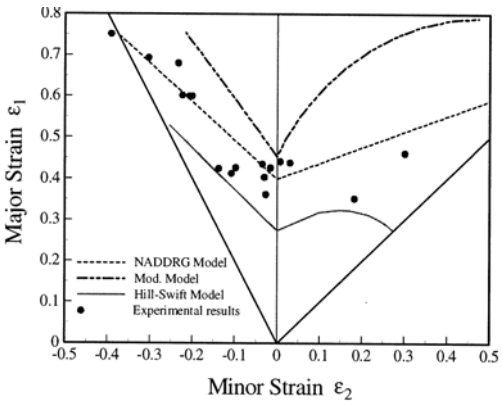


Fig.1.14 [BLE 98]

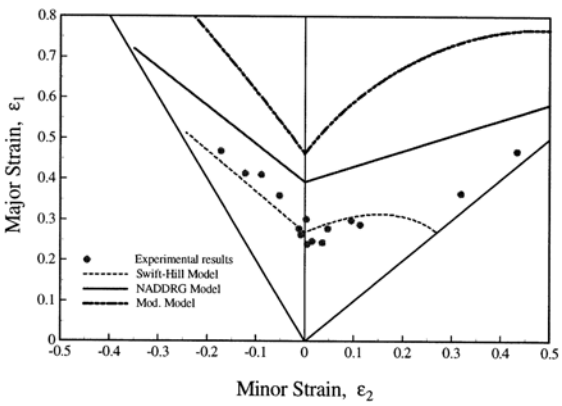


Fig.1.15 [BLE 98]

Les courbes limite de formage dépendent de l'épaisseur de la tôle, de la valeur du coefficient d'écrouissage, du coefficient d'anisotropie etc.

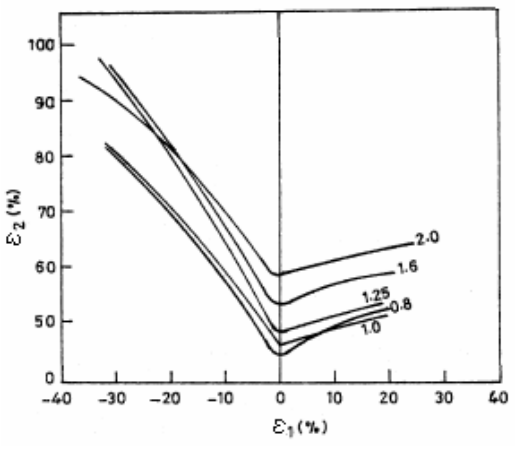


Fig. 1.16 [MIN 99]

L'influence de l'épaisseur de la tôle d'aluminium sur la courbe limite de formage peut être observée dans la fig. 1.16 [MIN 99]. Pour le tracé des courbes a été utilisé l'essai Nakazima, les éprouvettes ayant des longueurs de 200mm et des largeurs entre 200 mm et 25 mm. La méthode de mesure des déformations est la méthode Hecker, en utilisant des cercles de diamètre de 5 mm. On observe que les déformations limites que le matériau peut supporter augmentent lorsque l'épaisseur de la tôle augmente, surtout dans le cas de la sollicitation de déformation plane.

1.3.2 Essais pour la détermination expérimentale des courbes limite de formage

Les états de déformation du matériau à l'emboutissage sont différents, fig.1.17. Il résulte que pour tracer la courbe limite de formage pour un matériau donné on doit réaliser différentes modes de chargement allant de l'allongement biaxial jusqu'à la traction uniaxiale.

Du graphique présenté dans la fig.1.5 il résulte que dans le cas de la déformation biaxiale les déformations ε_1, ε_2 sont positives ($a = \frac{\sigma_2}{\sigma_1};\ b = \frac{\varepsilon_2}{\varepsilon_1}$). Comme conséquence de la conservation du volume l'épaisseur diminue ($\varepsilon_1 + \varepsilon_2 = -\varepsilon_3$).

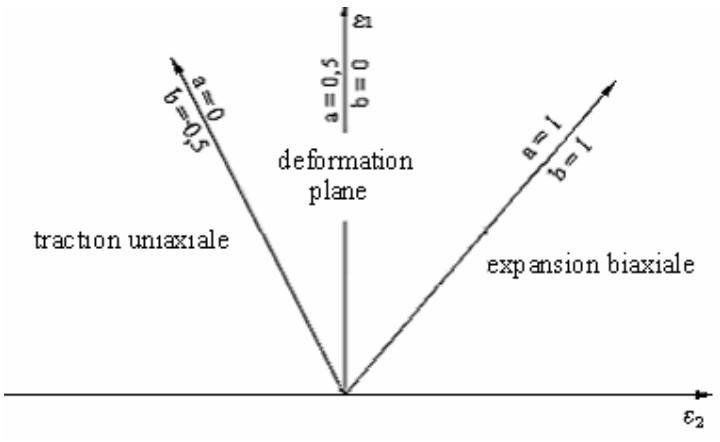


Fig.1.17

Sur l'axe vertical, $\varepsilon_2 = 0$, a lieu une déformation plane: $\varepsilon_1 = -\varepsilon_3$. La traction uniaxiale correspond à une droite dont la pente est: $-\frac{R}{1+R}$. Donc la pente de la droite dépend du coefficient d'anisotropie R du matériau.

La réalisation d'états de déformation différents se fait par l'utilisation de certains moyens qui nous permettent d'obtenir ces états dedéformation.

En conclusion, pour la détermination des courbes limite de formage pour un matériau donné on doit réaliser des essais d'emboutissage pour lesquels l'état de déformation varie de la traction uniaxiale à l'allongement biaxial et mesurer avec précision les déformations à striction ou à rupture du matériau.

Par la suite on va présenter synthétiquement les principaux essais expérimentaux utilisés pour la détermination des courbes limites de formage et le mode de mesure des déformations limites.

1.3.2.1 Essai de traction

Par l'essai de traction on peut déterminer facilement les deux paramètres mécaniques du matériau qui caractérisent la déformation de la tôle: le coefficient d'anisotropie (R) et l'exposant d'écrouissage (n). Pour la réalisation de chemins de déformation différents on utilise des éprouvettes de forme ou dimensions variées.

Ainsi, on utilise soit des éprouvettes à dégagement dans la zone calibrée (fig.1.18), soit des éprouvettes rectangulaires de largeurs différentes (fig. 1.19) [BAN 92].

Les avantages majeurs de l'essai de traction consistent dans:

- l'utilisation de machines d'essais conventionnelles faisant partie de l'outillage de chaque laboratoire;

- les éprouvettes sont facilement réalisables spécialement celles à zone calibrée rectangulaire;
  la déformation reste homogène jusqu'à la force de traction maximum.

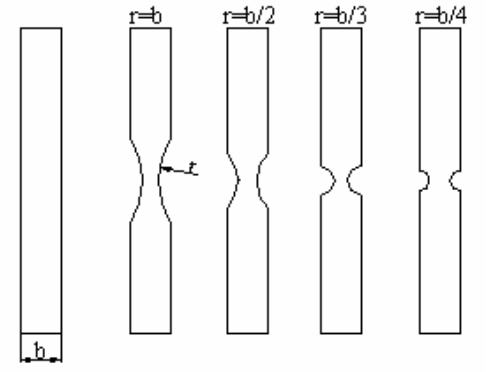


Fig.1.18

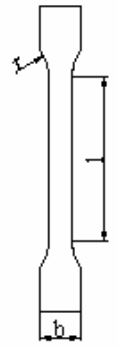


Fig.1.19

1.3.2.2 Essai Swift

Cet essai réalisé par Swift en 1951 consiste en l'emboutissage à l'aide d'un poinçon à fond plat d'une éprouvette circulaire maintenue entre la matrice et le serre flan de manière qu'elle puisse glisser (fig. 1.20). Par cet essai on peut déterminer le rapport limite d'emboutissage (*LDR* = d/D).

La méthode Swift a été largement utilisée, spécialement après 1960, étant considérée comme un essai standard pour l'appréciation de la déformation des tôles par l'emboutissage profond.

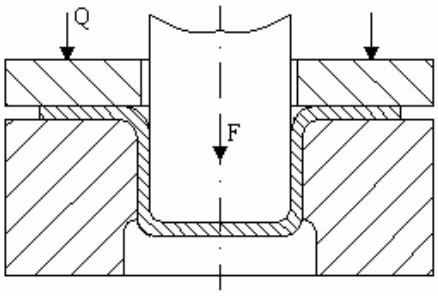


Fig.1.20

1.3.2.3 Essai Marciniak

Dans le cas de l'emboutissage des tôles en utilisant un poinçon à fond plat la rupture de la pièce se produit, en règle générale, dans la zone de raccordement du fond de la pièce à la portion cylindrique, fig. 1.21. Ce comportement est du premièrement aux forces de frottement qui existent entre le poinçon et la pièce. Pour obtenir une cassure dans la zone plane de la pièce, Marciniak a proposé l'utilisation d'un poinçon creux et d'une pièce intermédiaire ou contre flan (à trou circulaire) [FRO 98], [TOU 97], [BAN 92].

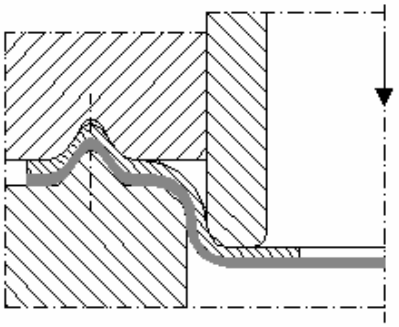
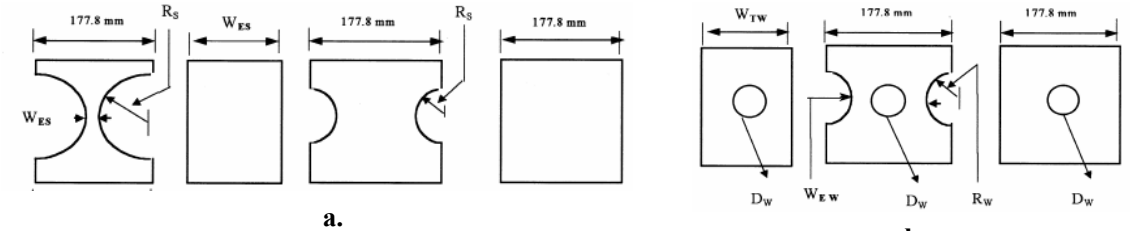


Fig.1.21

Pour obtenir des modes de déformation différents on utilise des éprouvettes rectangulaires de largeurs différentes. Le contre flan a aussi des largeurs différentes et présente un alésage central. Nadedkar et Narasimhan [NAN 99] utilisent l'essai Marciniak mais avec certaines modifications de la forme de l'éprouvette et du contre flan, fig. 1.22.



a. **b.**

Fig. 1.22

Ici, pour obtenir des chemins de déformation différents le rayon du découpage circulaire de l'éprouvette R_s varie de 19 mm jusqu'à 76 mm, et celui du contre flan R_W de 15mm à 25 mm. On obtient ainsi des chemins de déformation différents en utilisant un seul poinçon.

1.3.2.4 Essai de gonflement hydraulique (Olsen-Jovignot)

L'essai de gonflement hydraulique a été proposé en vue de l'essai des tôles métalliques par Olsen en1920 et indépendamment par Jovignot en 1930 [BAN 92], [MES 91], [ZOU 95]. Après 1978 on commence à introduire la méthode des éléments finis en vue de l'analyse des contraintes et des déformations dans l'essai de gonflement hydraulique.

L'essai de gonflement hydraulique consiste dans la déformation de la tôle fixée entre le serre flan et la matrice (fig. 1.23), à l'aide du liquide sous pression. Pour obtenir des modes de déformation divers on utilise des matrices elliptiques à excentricités a/b différentes.

L'avantage principal de cet essai est qu'il n'existe pas de frottement entre l'outil et la pièce. De même, en connaissant la pression hydraulique et le rayon de courbure on peut déterminer les contraintes dans la pièce. La réalisation de l'essai nécessite une installation relativement simple, ne nécessitant pas de presse.

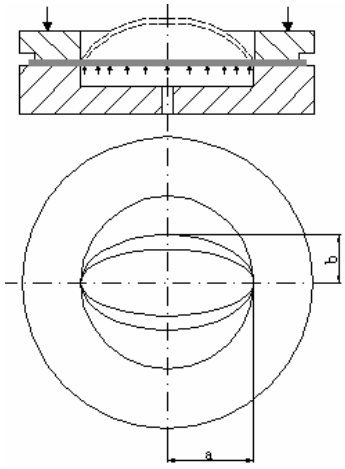


Fig.1.23

Grâce au fait que les états de contraintes et de déformations dépendent de la pression ceux-ci peuvent être facilement modifiés par l'intermédiaire de la pression.

1.3.2.5 Essai Nakazima

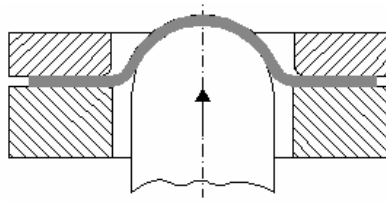


Fig.1.24

L'essai réalisé par Nakazima en 1968 consiste dans l'emboutissage d'éprouvettes rectangulaires, de largeurs différentes en utilisant un poinçon hémisphérique et une matrice circulaire, fig.1.24 [ZOU 95], [BAN 92], [FRO 98]. Par la modification de la largeur de l'éprouvette et des conditions de grasserie on peut obtenir des modes de déformation compris entre la traction uniaxiale et l'allongement biaxial.

Ainsi on peut couvrir le domaine entier de variation des états de déformation rencontrés dans les processus de déformation des tôles.

L'essai Nakazima simule très réalistement les processus d'emboutissage par le fait qu'il tient compte tant du phénomène de frottement entre le poinçon et la pièce et de l'effet de la courbure du poinçon.

Les principaux avantages consistent dans le fait que l'outil de déformation est très simple (nécessite un seul type de poinçon et de matrice) et aussi, la forme des éprouvettes est très simple.

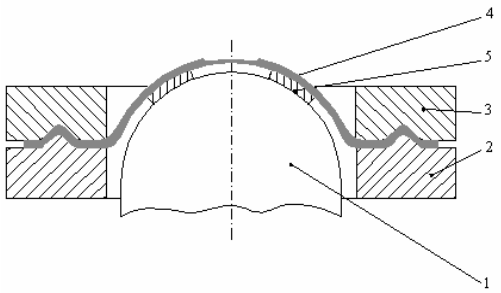
Les principaux désavantages sont:

- la possibilité de l'apparition du plissement de l'éprouvette pendant la déformation (spécialement dans le cas des éprouvettes étroites);
- l'apparition des erreurs de mesure dues à la courbure du poinçon;
- la nécessité de l'utilisation de divers lubrifiants.

1.3.2.6 Essai Azrin-Bakofen

L'essai a été introduit en 1970 par Azrin et Bakofen. Le schéma du principe de l'essai est présenté dans la figure 1.25.

Entre le poinçon 1 et la pièce 4 est introduite une rondelle d'épaisseur 5 de polyéthylène qui permet d'obtenir au sommet de la calotte sphérique de la pièce une zone plane. La tôle est amincie dans la partie centrale par un fraisage de forme rectangulaire aux joints biseautés. Le fraisage se fait sur une profondeur jusqu'à moitié de l'épaisseur initiale de la tôle.



1-poinçon; 2-cercle de retenue; 3-matrice; 4-pièce; 5-rondelle d'épaisseur

Fig.1.25

Comparativement aux autres essais celui-ci présente l'avantage que l'état de déformation est plan dans la zone de rupture et que la zone dans laquelle apparaît la rupture est connue. Le principal désavantage consiste en ce que l'éprouvette nécessite des traitements relativement difficiles.

1.3.3 Conclusions concernant les essais pour la détermination des courbes limite de formage

Le choix de l'essai le plus indiqué pour la détermination des courbes limite de formage se fait sur la base de plusieurs critères. Dans le tableau 1.3 on présente les critères qui peuvent être pris en considération pour comparer les différents essais.

Tableau 1.3

Critère / Essai	Méthode d'obtention d'états de déformation différents	Difficultés liées à la mesure des déformations	Existence du frottement poinçon – éprouvette	Forme des outils	Forme des éprouvettes	Domaine de détermination de la CLF
Essai de traction	On utilise des éprouvettes de formes ou dimensions variées	Non (la rupture se produit dans la zone plane)	-	-	Simple	Domaine négatif ($\varepsilon_2<0$)
Essai Swift	On ne peut pas modifier les états déformation	-	Oui	Simple	Simple	-
Essai Marciniak	On utilise des éprouvettes de différentes largeurs	Non (la rupture se produit dans la zone plane)	Non	Simple	Simple	Couvre tout le domaine de variation
Essai de gonflement hydraulique	On utilise des matrices elliptiques aux excentricités différentes	Oui (la rupture se produit dans la zone courbe)	Non	Complexe	Simple	Domaine positif ($\varepsilon_2>0$)
Essai Nakazima	On utilise des éprouvettes de différentes largeurs et on modifie les conditions de	Oui (la rupture se produit dans la zone courbe)	Oui	Simple	Simple	Couvre tout le domaine

	lubrification					
Essai Azrin-Bakofen	On modifie la largeur de l'éprouvette (le rapport longueur / largeur)	Oui (la rupture se produit dans la zone courbe)	Non	Simple	Complexe	Domaine positif ($\varepsilon_2>0$)

Il résulte que seulement à l'aide des essais Marciniak et Nakazima on peut tracer entièrement les courbes limite de formage mais, dans le cas de l'essai Nakazima apparaissent certaines difficultés liées à la mesure des déformations.

1.3.4 Méthodes de mesure des déformations

Pour déterminer les déformations limites, on utilise des réseaux qui sont déposés sur la tôle soumise à la déformation ou la méthode de corrélation d'images [BAN 92], [COL 04], [TOU 97].

1.3.4.1 Méthodes des réseaux de grilles - Types de réseaux

Dans la figure 1.26 on présente quelques types des réseaux utilisés. La dimension du motif du réseau est de 1-2mm. La modification de la forme du réseau permet de mesurer les déformations subies par la tôle.

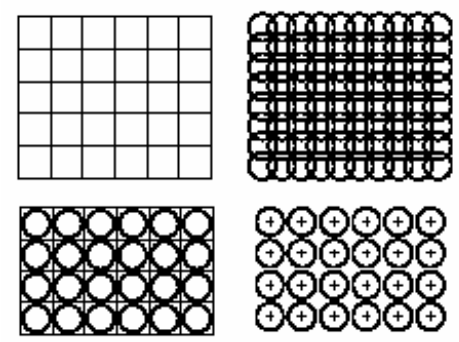


Fig. 1.26 [COL 04]

Le réseau à motifs rectangulaires est le plus simple à réaliser. On peut l'obtenir par rayures. Un désavantage de ce type de réseau est que la direction et l'intensité des déformations sont difficiles à déterminer [BAN 92], [COL 04]. Les réseaux à motifs circulaires sont le plus fréquemment utilisés soit avec des motifs tangents ou des motifs superposés, fig. 1.26.

Ce type de réseau à motif circulaire permet la connaissance des directions principales (les cercles deviennent après la déformation des ellipses).

L'impression des réseaux sur la tôle qui sera soumise à la déformation peut être réalisée par plusieurs méthodes: l'impression au tampon de caoutchouc, la méthode électrolytique, la méthode photochimique etc [BAN 92] , [COL 04].

L'impression au tampon de caoutchouc se réalise très rapidement mais la précision est moyenne. Le réseau est en relief sur un cylindre d'elastomère qui s'applique sur la surface de la tôle. La dimension du motif ne peut pas être plus petite que 5 mm.

Pour la méthode électrolytique il est nécessaire d'utiliser un support de soie plastifié sur lequel sont prévus des trous très petits pour le passage de l'électrolyte et du courant

électrique. On applique la soie sur la tôle connectée à un pôle du générateur de courant (tension de 10V), on couvre avec un feutre imbibé dans un électrolyte qui se presse sur la tôle à l'aide d'un cylindre métallique attaché à l'autre pôle. Pour éviter la dégradation du réseau après le dépôt on réalise une passivation.

La méthode photochimique consiste dans l'application sur la tôle d'une résine photosensible qui se couvre avec un papier translucide sur lequel on réalise le modèle. Celle-ci est soumise aux radiations ultraviolettes puis à un développement et séchage.

Pour la mesure des déformations du motif de réseau on utilise des loupes monoculaires ou binoculaires prévues sur l'objectif avec une échelle graduée, des microscopes, un projecteur de profils, etc.

Cette technique de mesure des déformations à l'aide des réseaux a plusieurs désavantages. Un désavantage majeur est que pour le dépôt du réseau la tôle nécessite une préparation minutieuse (nettoyage, lavage, dégraissage, etc) et alors le temps nécessaire est long. Un autre désavantage est qu'il faut disposer de différents motifs susceptibles de s'adapter aux différents essais et éprouvettes utilisés.

1.3.4.2 Méthode de corrélation d'images

Nous présentons maintenant la méthode de la corrélation des images qui est une méthode nouvelle qui élimine les désavantages de la mesure des déformations à l'aide des réseaux.

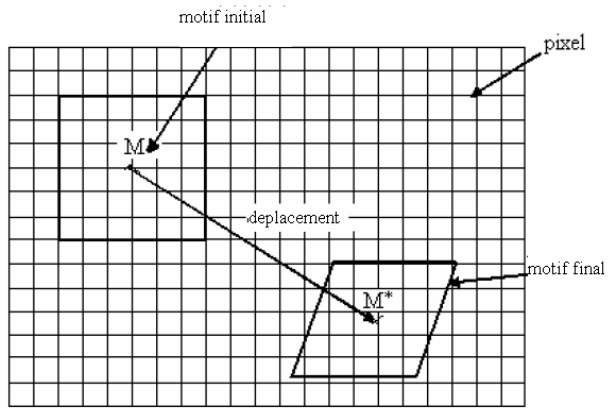


Fig. 1.31

En utilisant la méthode de la corrélation des images les étapes nécessaires pour le dépôt du réseau à motif aléatoire de mesure sont: le nettoiement de la tôle avec de l'alcool puis avec du trichloréthylène, la pulvérisation d'une couche de peinture blanche uniforme et la pulvérisation de petites taches de peinture noires, fig. 1.31.

La mesure des déformations du réseau se réalise par la corrélation des deux images: l'image initiale du motif et l'image fantôme. Pour réaliser cette corrélation il est nécessaire d'acquérir des images en utilisant un appareil vidéo connecté à un ordinateur, un programme d'acquisition des images et un programme de corrélation des images.

Cette méthode est présentée longuement dans l'ouvrage [TOU 97]. Etant données deux images qui correspondent à certains états de déformation différents, pour déterminer l'homologue d'un pixel de la première image, dans la deuxième, la méthode de la corrélation détermine la ressemblance entre deux pixels en calculant un coefficient de corrélation pour le motif.



Un pixel est considéré comme l'intersection entre une horizontale et une verticale. Un ensemble de pixels forme un motif. Pendant la déformation le motif se déplace. Par cette méthode on mesure le déplacement entre la position M et M^* du motif considéré, fig. 1.32 [TOU 97]

Le programme de corrélation utilisé dans l'ouvrage [TOU 97] est Sifasoft.

Fig. 1.32

1.3.5 Méthodes de détermination des déformations limites

La détection du moment de l'apparition de la stiction se réalise par la mise en évidence du gradient parmi le voisinage de la zone de rupture. Pour celle-ci on a développé plusieurs méthodes expérimentales: la méthode Veerman, Bragard, Hecker, etc [BAN 92], [COL 04], [PAR 75], [TOU 97].

1.3.5.1 La Méthode Veerman

Veerman a proposé en 1968 une méthode pour la détermination du gradient de déformation au voisinage de la rupture. Il a pris en considération trois cercles contigus (adjacents) V_l,W, V_r, dans la direction de la déformation maximum ε_1 et mesure le gradient de déformation ε_1 pour différents niveaux de déformation au cours de l'opération d'emboutissage, fig. 1.27 [BAN 92], [COL 04], [PAR 75], [TOU 97]. Initialement les déformations sont proches pour les trois cercles. À l'apparition de la stiction, la déformation sur le cercle central W augmente rapidement alors que les déformations des deux autres cercles contigus restent constantes. Ainsi est mise en évidence une localisation de la déformation.

La vérification de l'absence du gradient de déformation peut se faire ainsi: on note e_{1w} l'allongement maximum principal du cercle W, e_{1v} l'allongement maximum principal des cercles V_l et V_r on peut construire les graphiques de la fig. 1.28 qui donnent les valeurs du e_{1w} en fonction des valeurs de e_{1v}.

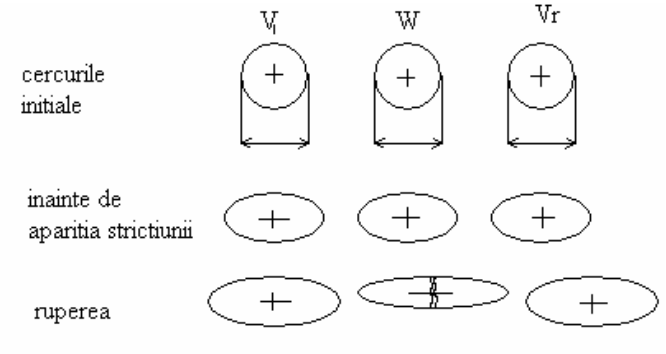


Fig. 1.27

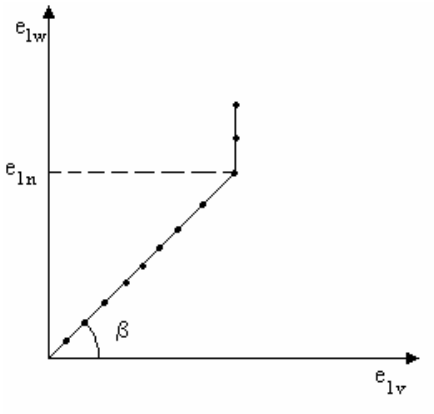


Fig. 1.28

Si le gradient de déformation est petit, l'angle β est proche de 45°, fig. 1.28. Dans ce cas, on peut déterminer très facilement la valeur de e_1 à l'apparition de la stiction (valeur nommée e_{1n}). Celle-ci, avec la déformation dans la direction du petit axe de l'ellipse e_{2n} définit un point sur la courbe.

Le principal désavantage de cette méthode est lié au temps nécessaire pour déterminer la déformation limite et à l'utilisation de nombreuses éprouvettes.

1.3.5.2 La Méthode Bragard

Une variante de la méthode Veerman a été proposée par Bragard en 1972 [BAN 92], [COL 04], [PAR 75], [TOU 97].

La méthode Bragard consiste dans la mesure des déformations principales sur les ellipses le long d'une droite perpendiculaire à la fissure et la définition par une interpolation parabolique de la déformation limite, fig. 1.29.

La valeur de la déformation limite utilisée pour la détermination de la courbe dépend du choix des points sur le profil.

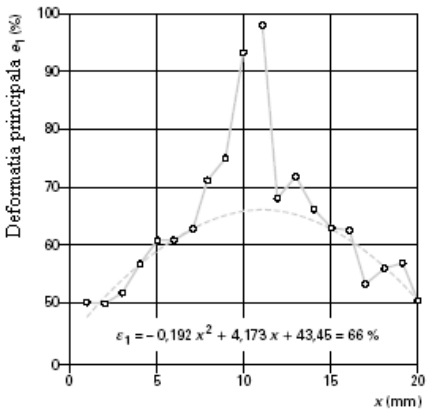


Fig.1.29 [COL 04]

Cette méthode a aussi le désavantage qu'elle nécessite l'utilisation d'un réseau millimétrique et est applicable seulement aux tôles ayant une épaisseur inférieure à 1mm.

1.3.5.3 La Méthode Hecker

La méthode Hecker (1972) est basée sur la mesure des déformations sur trois espèces de cercles après l'emboutissage: ceux qui sont affectés par la rupture, ceux affectés par la striction et ceux qui ne présentent aucune striction.

Hecker représente sur un graphique e_1-e_2 les points qui correspondent à ces trois cercles, fig. 1.30 [COL 04].

Il constate qu'on peut tracer une courbe qui sépare les points affectés par la striction et les autres. Cette courbe définit une courbe limite de déformation pratique, en séparant la réussite d'un emboutissage de l'échec. La précision de la méthode dépend du nombre de cercles mesurés.

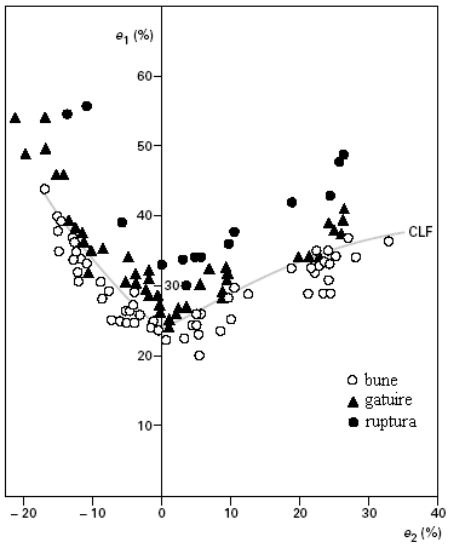


Fig. 1.30

Le principal avantage vient du fait que la méthode nécessite un petit nombre d'éprouvettes pour tracer la courbe limite de déformation.

1.3.6 Conclusions concernant les méthodes de détermination des déformations limites

Dans le tableau 1.4 on présente les principaux critères de comparaison des méthodes de détermination des déformations limites.

Tableau 1.4

Critère / Méthode	Précision de détermination des déformations limites	Temps nécessaire pour la détermination des déformations limite	Nombre d'éprouvettes nécessaires pour la détermination des déformations limites
Méthode Veerman	Bonne	Grand	Grand
Méthode Bragard	Bonne	Grand	Grand
Méthode Hecker	Moyenne	Grand	Petit
Méthode de la corrélation des images	Très bonne	Petit	Petit

Les méthodes classiques de mesure des déformations pour le tracé des courbes limite de formage (méthode Veerman, Bragard, Hecker) présentent certaines avantages comme par exemple: la simplicité de l'application, la précision de mesure, la dynamique de la mesure, mais, aucune de ces méthodes ne combine tous ces avantages. Même si la précision de mesure dans le cas de la méthode Hecker dépend du nombre des cercles mesurés cette méthode a été utilisée dans une large mesure jusqu'à l'apparition de la méthode de corrélation des images qui présente des avantages réels vis-à-vis des autres méthode.

2 STADE ACTUEL DES RECHERCHES SUR LA SIMULATION DU PROCESSUS DE MISE EN FORME DES TOLES

Le problème de la relation non linéaire entre les contraintes et les déformations dans la simulation du processus d'emboutissage est résolu, d'habitude, à l'aide de la méthode Newton-Raphson.

Dans la simulation du processus d'emboutissage on considère comme données: l'épaisseur initiale du flan, les propriétés mécaniques du matériau, la forme de la pièce, les dimensions et la forme des outils, le coefficient de frottement, la force de serrage de la tôle.

Dans les paragraphes suivants on va présenter une synthèse des travaux qui ont été réalisés par la simulation du processus d'emboutissage des tôles.

2.1 La simulation du gonflement hydraulique

La simulation du processus d'emboutissage hydraulique (où le rôle du poinçon est remplacé par un liquide sous pression) est effectuée afin de déterminer la déformabilité de la tôle. Il est aussi possible de déterminer la courbe d'écrouissage pendant l'expansion biaxiale, l'équilibre de la tôle en l'absence de frottement permettant de déterminer les contraintes connaisasnt la courbure de la tôle. L'expansion biaxiale provoque l'amincissement du matériau pendant le processus d'emboutissage.

Dans le travail [MES 91] cet essai est simulé par la méthode des différences finies et par la méthode des éléments finis. Les résultats obtenus par les deux méthodes sont en bonne concordance. On étudie l'influence des coefficients d'écrouissage et d'anisotropie et de la vitesse de déformation sur la distribution des déformations pour l'aluminium en utilisant le critère de plasticité Hill.

Tourki [TOU 95] a réalisé des simulations du gonflement hydraulique à l'aide du programme ABAQUS. La géométrie utilisée pendant la simulation est présentée dans la figure 2.1.

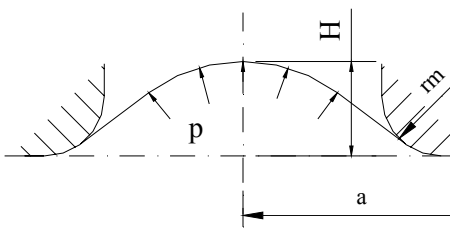


Fig. 2.1

- le rayon du flan, a=200mm
- l'épaisseur, h=1mm
- le rayon de raccordement de la matrice r_m=22,5mm

Le matériau utilisé respecte la loi de Swift (la relation 1.1.30), avec K = 500 MPa, n = 0,2 et

ε_0=n/100.

A la suite de la simulation on met en évidence la variation de la pression en fonction de la déformation en épaisseur ε_z, (fig. 2.2) et l'évolution du rayon de courbure au pôle de la pièce en fonction de la déformation en épaisseur ε_z (fig. 2.3).

Le matériau est décrit à l'aide du critère Ferron et du critère Hill quadratique. Les résultats obtenus après la simulation ont été comparés avec les résultats expérimentaux obtenus par Ilahi (1981). Les résultats obtenus par la simulation dans le cas où le matériau est défini à l'aide du critère Ferron sont très proches des résultats expérimentaux.

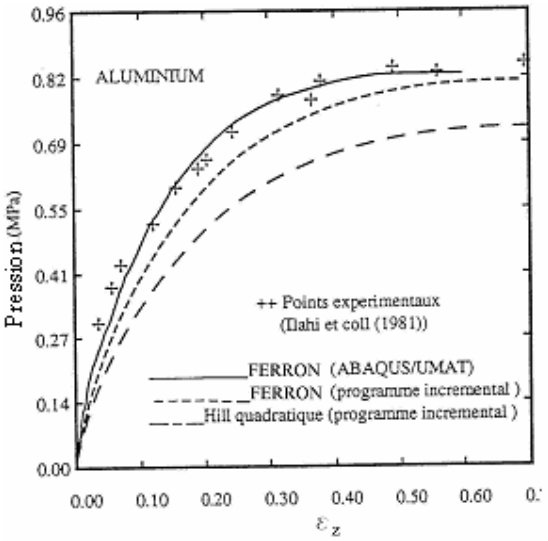


Fig 2.2.

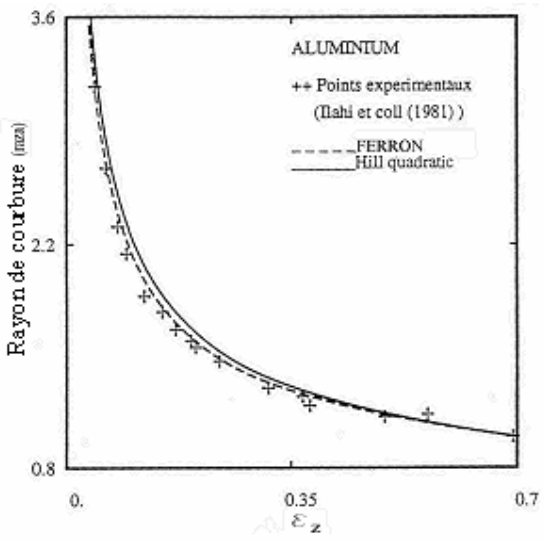


Fig.2.3

En utilisant différentes géométries de matrices elliptiques Fromentin [FRO 98] a déterminé la variation de la pression hydrostatique en fonction de la profondeur d'emboutissage mais aussi la variation de la déformation en épaisseur au pôle en fonction de la profondeur de l'emboutissage. Le matériau a été défini à l'aide du critère de plasticité Ferron et Hill quadratique et les résultats obtenus par la simulation ont été comparés avec les résultats expérimentaux de Iseki et al. (1977). Une bonne concordance avec les résultats expérimentaux est obtenue dans le cas de l'utilisation du critère Ferron.

2.2 La simulation du processus d'emboutissage hémisphérique

Un problème qui apparaît pendant l'emboutissage hémisphérique est l'amincissement du matériau dans la zone centrale.

Dans le travail [TOU 95], Tourki (1995) réalise la simulation en utilisant la méthode des éléments finis avec le programme ABAQUS afin de pouvoir montrer l'influence de

l'anisotropie du matériau et du frottement outil-flan sur la distribution des déformations. Le matériau utilisé respecte la loi de Swift (la relation 1.1.30); avec K=500 MPa, n=0,2 et ε_0=n/100.

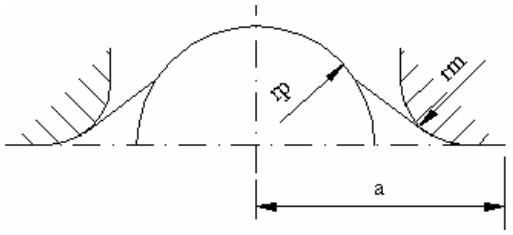


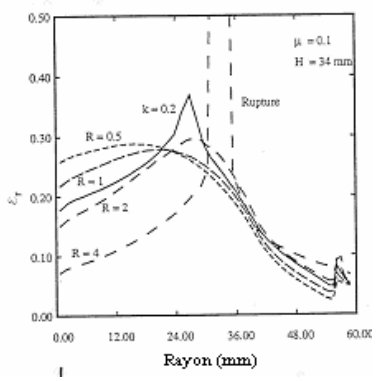
Fig.2.4

La géométrie utilisée pour réaliser la simulation est présentée dans la figure 2.4:

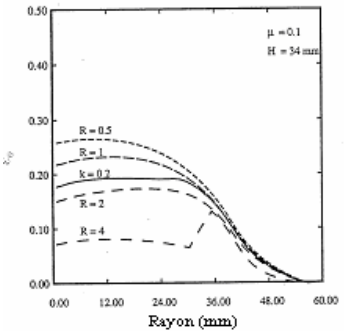
- le rayon du flan, a=59,18mm
- le rayon de la matrice r_m=6,35 mm
- le rayon du poinçon r_p = 50,8mm
- l'épaisseur du tole, h=0,85 mm

La simulation a été réalisée en quatre étapes : dans la première étape la matrice est déplacée jusqu'à ce qu'elle puisse faire contact avec la tôle, dans les deux étapes suivantes la matrice est déplacée à deux profondeurs d'emboutissage différentes. Dans le dernier pas on éloigne l'outil pour pouvoir étudier le retour élastique du matériau.

Dans la figure 2.5 on a présenté la distribution des déformations radiales ε_r et circonférentielles ϵ_θ obtenues par Tourki par la simulation de l'essai en fonction du coefficient d'anisotropie du matériau, R. Il a utilisé le critère de plasticité de Hill (la relation 1.1.12) avec les valeurs du coefficient d'anisotropie R=0,5, R=2, R=1 et le critère de plasticité de Drucker (la relation 1.1.9) avec k=0,2. Le coefficient de frottement μ=0,1 a été pris constant. Dans la figure 2.6 est présentée la distribution des déformations radiales ϵ_r en fonction du coefficient de frottement.



a



b

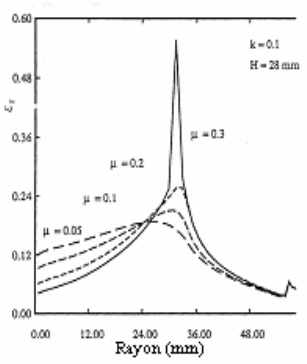


Fig.2.5 **Fig.2.6**

La rupture du matériau apparaît à des profondeurs d'emboutissage plus petites lorsque le coefficient d'anisotropie R augmente, fig. 2.5.

Le coefficient de frottement poinçon-tôle influence aussi l'emboutissage hémisphérique parce qu'une augmentation du coefficient de frottement conduit à une diminution du glissement de la tôle sur le poinçon ce qui favorise une striction à la limite du contact avec le poinçon, fig. 2.6.

Fromentin a réalisé une simulation de l'emboutissage hémisphérique afin de montrer l'influence des paramètres rhéologiques et tribologiques sur la distribution des déformations [FRO 98]. La géométrie adoptée pour la simulation est: le rayon du poinçon r_p =50,8mm ; le rayon de la matrice r_m=6,35mm ; l'épaisseur initiale de la tôle h=0,85mm.

Les valeurs constantes du matériau utilisées sont: E=200 000 Mpa, v=0,3. Le matériau respecte la loi de Swift (la relation 1.1.30), avec K=500MPa, n=0,2 et ε0=0,002.

La variation des déformations radiales en fonction de différentes valeurs du coefficient d'anisotropie R sont représentées dans la fig. 2.7 pour le critère Ferron et pour le critère Hill quadratique. Dans les deux cas une augmentation du coefficient d'anisotropie conduit à des déformations plus petites au centre, mais ce comportement dépend aussi du modèle de plasticité. Selon Fromentin ce comportement s'explique par le rapport entre la contrainte de traction plane (au bord de la tôle) et la contrainte de traction biaxiale (au centre). Lorsque ce rapport diminue (c'est-à-dire lorsque R augmente) la déformation au centre est plus difficile. Ainsi, une augmentation de R conduit à la même tendance qu'une augmentation du coefficient de frottement et favorise une striction à la limite du contact avec le poinçon.

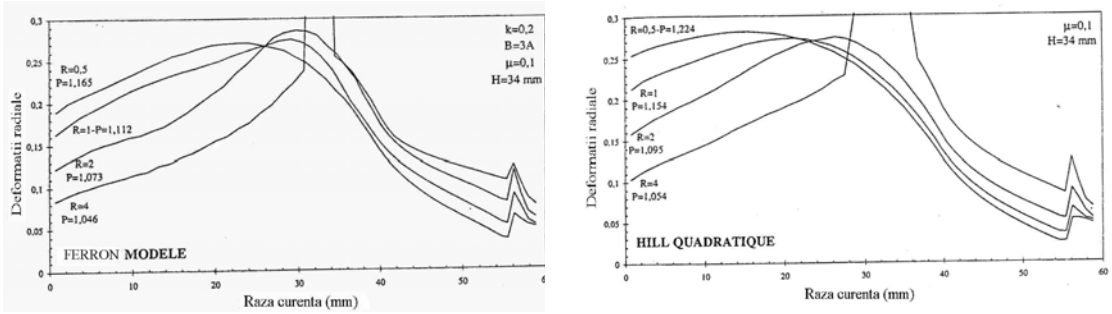


Fig. 2.7

Fromentin a également effectué des simulations de l'emboutissage hémisphérique pour trois valeurs d'épaisseur de la tôle. Les résultats numériques ont été analysés comme dans les expériences, c'est à dire en examinant l'évolution de la déformation le long du rayon, perpendiculairement à la striction. Le matériau a été défini à l'aide du critère de Von Mises et le coefficient de frottement poinçon-tôle est de 0,2.

Les résultats des simulations montrent, comme dans l'expérience, une augmentation de la déformation limite avec l'épaisseur, tab. 2.1. Ce résultat est expliqué par le fait que les gradients de déformation sont plus étalés lorsque l'épaisseur de la tôle augmente.

Tab. 2.1 [FRO98]

Déformation limite	h=2,66 mm	h=3,64 mm	h=5,06 mm
expérimentale	0,29	0,32	0,40
simulée	0,25	0,28	0,36

Des résultats proches des résultats précédents en ce qui concerne l'influence du coefficient de frottement sur la distribution des déformations ont été obtenus aussi dans le travail [MOR 02], fig. 2.8.

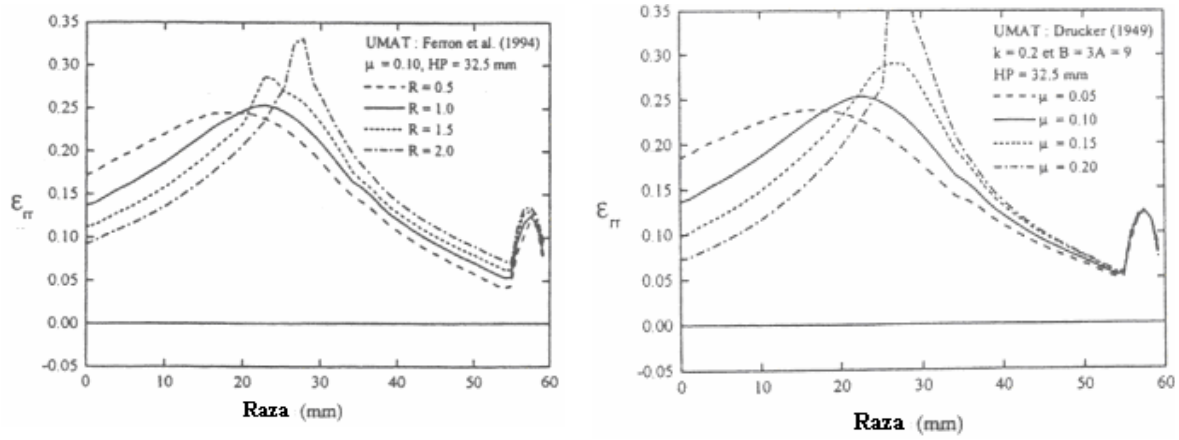


Fig. 2.8

Zimniak (2000) réalise la simulation de l'emboutissage hémisphérique afin de pouvoir montrer la distribution des déformations principales (ε_1 et ε_2) dans le cas d'un acier à faible carbone [ZIM 00]. Les résultats obtenus à la suite de la simulation sont très proches des résultats expérimentaux (fig. 2.9).

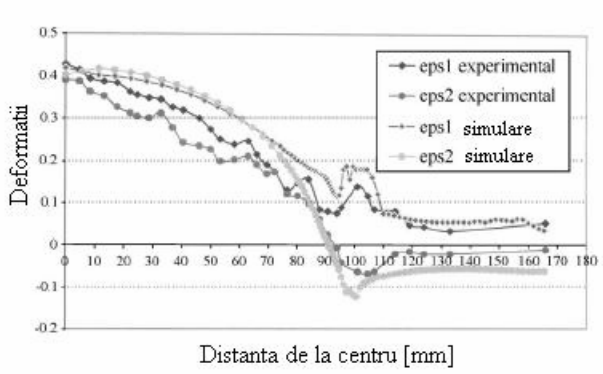


Fig. 2.9

La variation de l'épaisseur de la pièce emboutie a également été mise en évidence par la simulation de l'emboutissage d'un acier à faible carbone dans le travail [NAK 01].

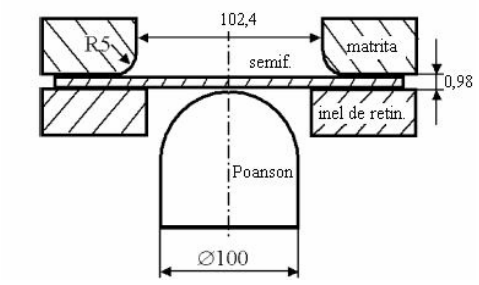


Fig. 2.10

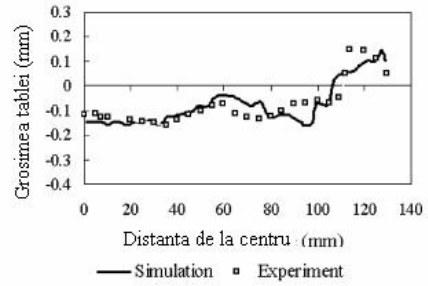
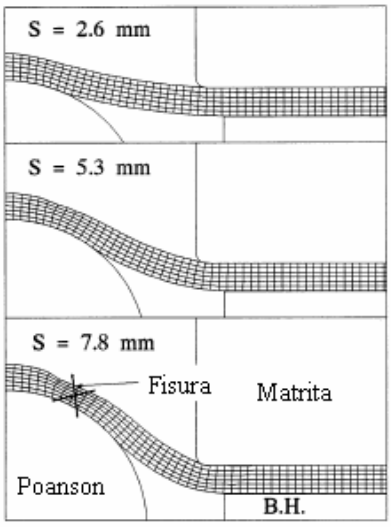


Fig.2.11

Le critère de rupture ductile de Oyane a été utilisé par Takuda [TAK 98] pour prévoir l'apparition de la rupture dans des simulations d'emboutissage hémisphérique. Ce critère est défini par la relation : $I = \int_0^{\varepsilon_f} \left(\frac{\sigma_m}{\sigma} + a \right) d\varepsilon = b$, où : σ_m est la contrainte moyenne, σ, ε

représentent la contrainte et la déformation équivalentes et a, b sont des constantes du matériau.



Cette intégrale I est calculée au cours de la simulation de l'emboutissage hémisphérique [TAK 98]. Pour le zirconium l'auteur trouve b=1, d'où il résulte que pour I=1 est prévue l'apparition de la rupture ductile du matériau.

La profondeur maximum d'emboutissage où apparaît la rupture obtenue par la simulation est la même avec celle obtenue à l'aide du critère d'Oyane (fig. 2.12) [TAK 98].

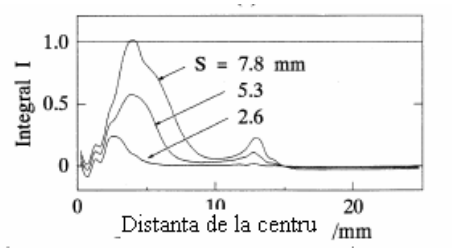


Fig.2.12

L'emboutissage des godets et des pièces hémisphériques ont été simulés par la méthode des éléments finis [HOR 01] afin de pouvoir analyser la distribution de la tension due au frottement dans les zones de contact de la tôle avec les surfaces des outils (fig. 2.13).

Les paramètres utilisés sont:

- le rayon de la matrice r=5mm
- l'épaisseur de la tôle h=1mm
- la pression du serre-flan p=15N/mm²
- le coefficient de frottement μ=0,1mm

On utilise deux types de matériaux : St14 et AlMg3.

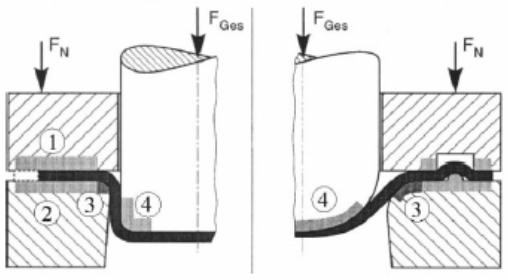


Fig. 2.13

L'auteur analyse aussi l'influence du coefficient de frottement, de l'épaisseur du matériau, de la force du serre-flan et du rayon de la matrice sur la distribution des contraintes dues aux frottements.

2.3 La simulation de l'emboutissage d'un godet

Dans ce cas-ci, au fur et à mesure que le processus d'emboutissage est réalisé; la tôle glisse entre le serre-flan et la matrice. Le rôle du serre-flan est d'exercer une pression sur la tôle pour éviter la formation de plis. Une autre particularité de cette méthode d'emboutissage est liée au fait que la forme finale de la tôle est déterminée par le poinçon, à la différence de l'emboutissage hydraulique par exemple où la forme finale de la tôle dépend de la pression hydrostatique appliquée.

Deux sujets principaux d'études peuvent être définis :

- le premier concerne la distribution des déformations le long d'un rayon du godet, et les limites imposées par l'apparition d'une striction au niveau du rayon du poinçon ; pour ces études le matériau est souvent considéré comme isotrope dans le plan (anisotropie normale)
- le second traite de la formation des cornes d'emboutissage, qui est le résultat de l'anisotropie transverse du matériau.

2.3.1 Distribution des déformations – rapport limite d'emboutissage

Dans le travail [ZOU 95] la simulation réalisée par la méthode des éléments finis est effectuée afin d'analyser la distribution des déformations en épaisseur en fonction de l'anisotropie du matériau.

La géométrie utilisée est présentée dans la fig. 2.1:

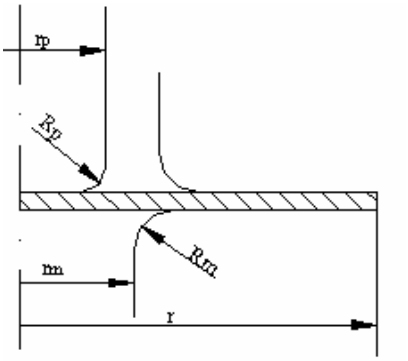


Fig. 2.14

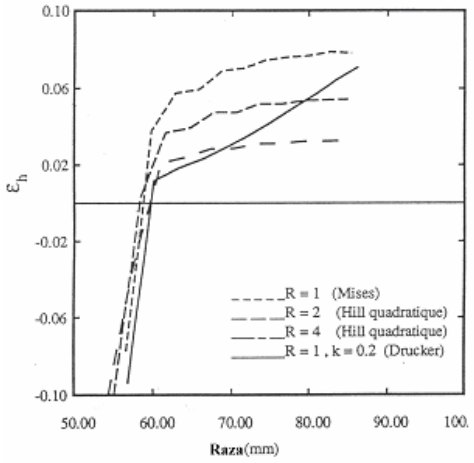


Fig. 2.15

La géométrie est définie par : le rayon initial de la tôle r=100mm; l'épaisseur initiale de la tôle h=0,82mm; le rayon du poinçon r_p=50mm; le rayon de raccordement du poinçon Rp=13mm; le rayon de la matrice r_m=51,25mm; le rayon de raccordement de la matrice R_m=5mm.

Le matériau a été décrit successivement à l'aide des critères de plasticité de Mises, Hill quadratique, et Drucker; la profondeur d'emboutissage est de 40mm. On obstient ainsi des

déformations en épaisseur plus faibles pour les valeurs du coefficient d'anisotropie R plus grandes, fig. 2.15 [TOU 95].

Fromentin [FRO98] utilise la même géométrie pour établir la profondeur d'emboutissage où il apparaît la striction du matériau (fig.2.3). La distribution des déformations en épaisseur correspond à un cas limite obtenu pour une force du serre-flan égale à 100kN, μ(serreflan)=0,1 ; μ(matrice)=0,1; μ(poinçon)=0,25.

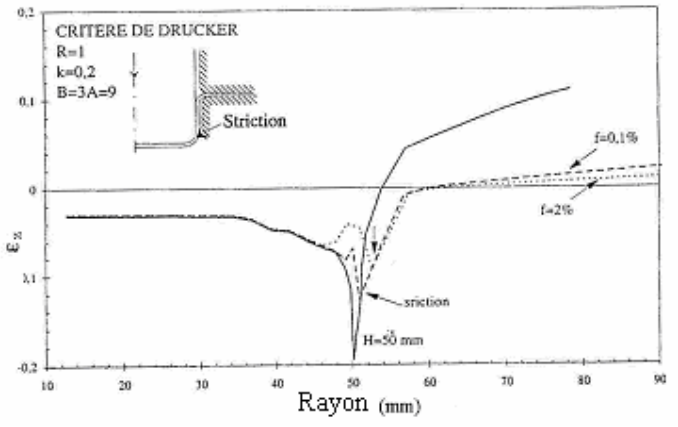


Fig.2.16

Dans le travail [TAK 00] on détermine par simulation la profondeur d'emboutissage à laquelle apparaît la rupture du matériau (alliage d'Al) et on montre l'influence de la température sur la profondeur maximum d'emboutissage et le rapport d'emboutissage.
La géométrie utilisée est présentée dans la figure 2.17.

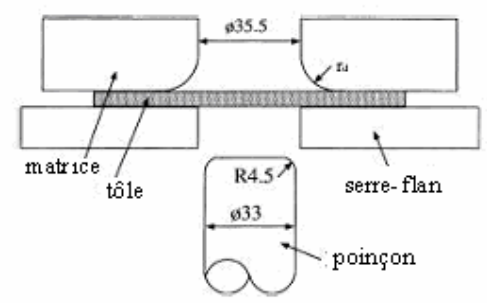


Fig. 2.17

Dans la figure 2.18 on a présenté la modification du profil et de l'épaisseur de la tôle qui se produit lorsque la profondeur d'emboutissage augmente ; r_d=7,5mm, m=2,4. La rupture du matériau se produit dans la section qui présente un risque plus grand (dans la zone de contact de la tôle avec le rayon du poinçon).

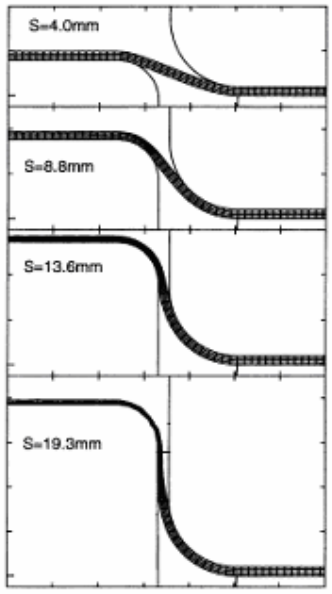


Fig. 2.18

Dans le travail [TAK 99] l'emboutissage avec un poinçon cylindrique à fond plat est simulé pour analyser la profondeur d'emboutissage à laquelle apparaît la rupture du matériau (alliages d'Al), en utilisant un critère de rupture ductile. On montre aussi l'influence du rapport d'emboutissage sur la profondeur d'emboutissage à laquelle apparaît la rupture.

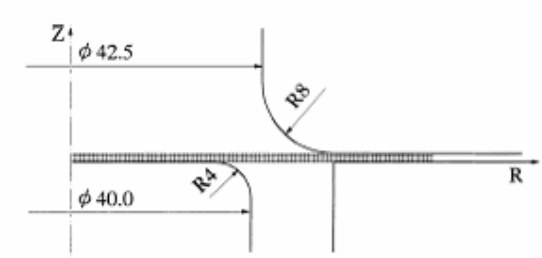
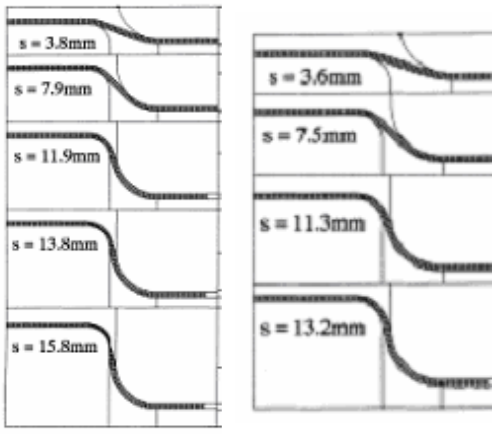


Fig.2.19

Dans la fig. 2.20 on présente les résultats obtenus pour les deux rapports d'emboutissage (DR = 2, fig.2.7a; m=2,1, fig. 2.7b), l'épaisseur de la tôle étant de 1mm. A une augmentation du rapport d'emboutissage correspond une diminution de la profondeur maximum d'emboutissage.



a. b.

Fig.2.20

A l'aide du programme ABAQUS l'emboutissage profond d'une tôle en Al a été simulé pour montrer l'évolution de l'épaisseur pendant l'emboutissage (fig. 2.22) [HU 98]. Dans la figure 2.21 est présentée la géométrie utilisée pour la simulation.

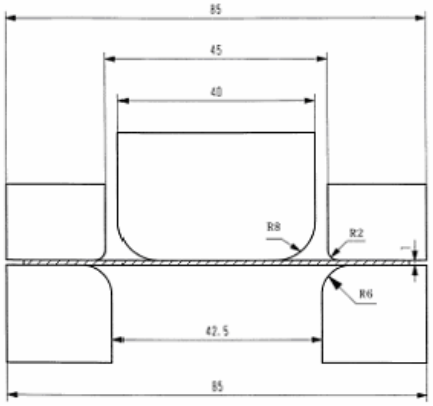


Fig.2.21

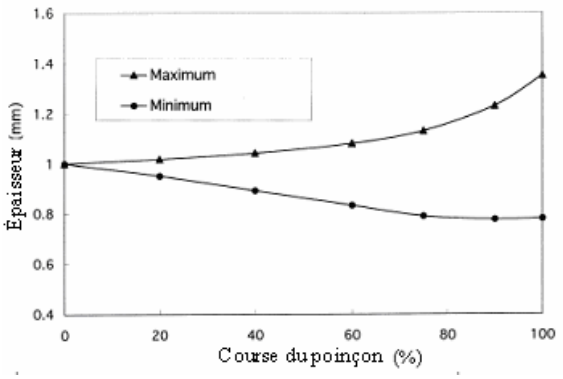


Fig. 2.22

L'influence du type d'élements sur la force du poinçon, fig. 2.23, et sur la distribution des déformations en épaisseur est analysée dans le travail [FER 03]. On utilise deux types d'éléments : l'élément « shell » (élément de coque) et un élément solide. On analyse aussi l'influence du coefficient de frottement sur la force d'emboutissage, fig 2.24.

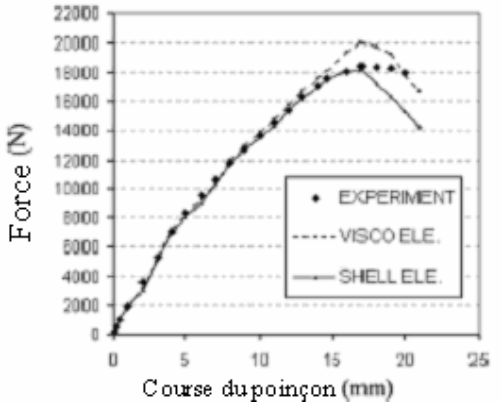


Fig.2.23

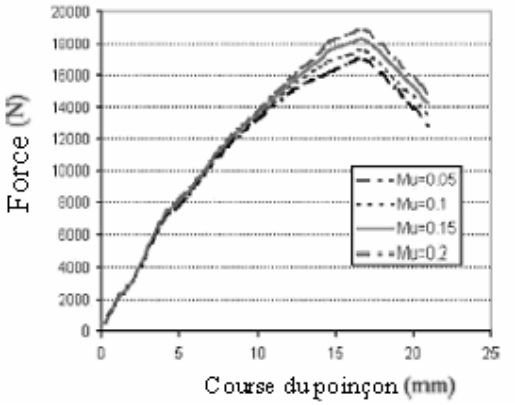


Fig. 2.24

L'auteur conclut que les éléments de coques sont plus efficaces dans le processus de simulation que les éléments solides et que la force d'emboutissage augmente lorsque le coefficient de frottement augmente.

2.3.2 La formation des cornes d'emboutissage

La simulation d'emboutissage d'un godet permet de mettre en évidence le rôle de l'anisotropie sur l'apparition des cornes [HU 01].

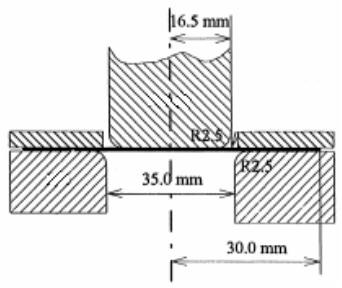


Fig. 2.25

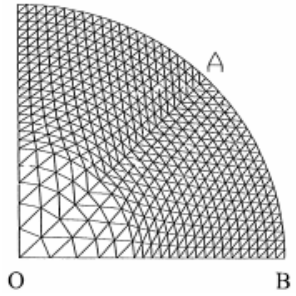


Fig. 2.26

La géométrie utilisée pendant la simulation est présentée dans la fig. 2.24 et dans la fig. 2.25 on présente la discrétisation de la tôle, OB représentant la direction de laminage (α=0°).

L'analyse porte sur l'influence de l'anisotropie plane sur les cornes d'emboutissage [HU 01], fig. 2.27

Ainsi dans le cas où $\Delta R \approx 0$ il ne se forme pas de cornes d'emboutissage, fig. 2.27 a, si $\Delta R < 0$, fig. 2.27 b, les quatre cornes d'emboutissage se forment à 45° par rapport à la direction de laminage de la tôle. Pour $\Delta R > 0$, et $R_0 < R_{90}$, fig. 2.27c, se forment deux cornes le long de la direction de laminage (à 0°) et encore deux perpendiculaires à la direction de laminage (à 90°), la mesure des cornes formées à 90° étant plus grande que la mesure des cornes formées à 0°.

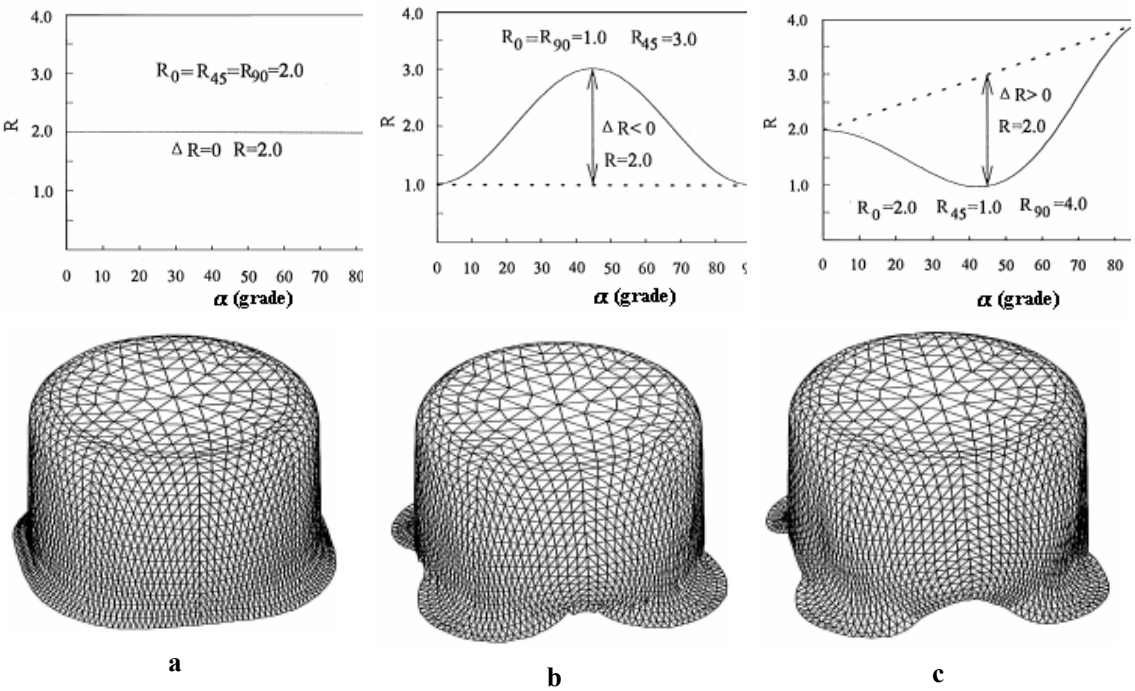


Fig. 2.27

L'influence de la forme du flan sur les cornes d'emboutissage peut être mise en évidence aussi par la simulation [KIS 02]. On réalise la simulation de l'emboutissage des godets à l'aide du programme LSDYNA et les résultats obtenus par simulation sont comparés avec les résultats expérimentaux, fig. 2.28. Le matériau utilisé est un acier et les coefficients d'anisotropie à 0°, 45°, 90° par rapport à la direction de laminage de la tôle on été déterminés par l'essai de traction. Le diamètre initial du flan est de D=84,52mm et le rapport limite d'emboutissage est LDR = 2,17.

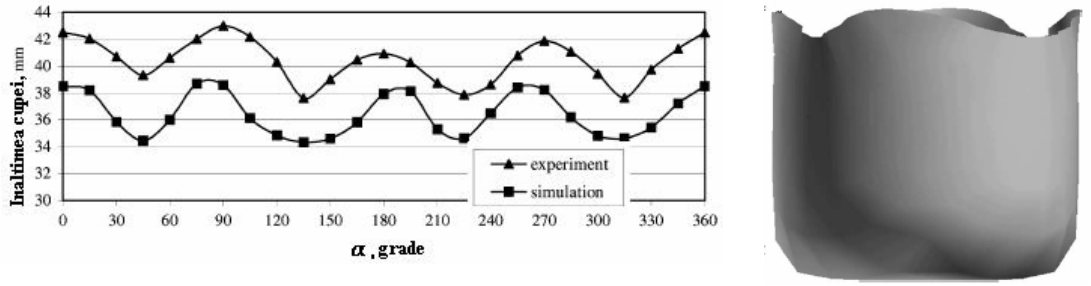


Fig. 2.28

Par la modification de la forme du flan on peut éviter l'apparition des cornes d'emboutissage, les résultats obtenus dans ce cas-ci par simulations étant plus proches de ceux obtenus par les expériences, fig. 2.29.

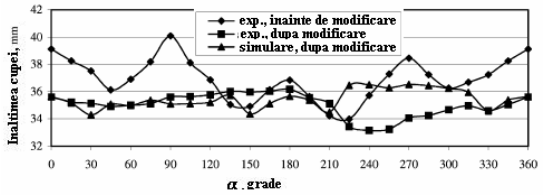


Fig. 2.29

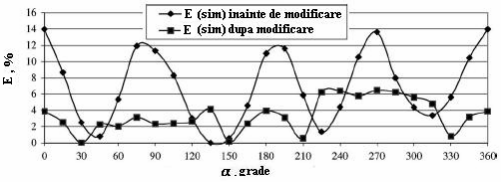


Fig. 2.30

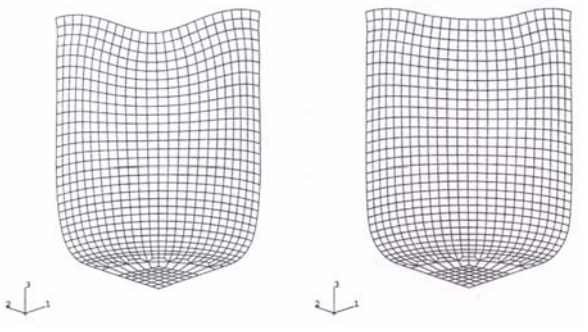
La hauteur des cornes E, en %, en fonction de l'angle formé par rapport à la direction de laminage α est présentée dans la figure 2.30.

Les résultats obtenus par la simulation de l'emboutissage des godets sont influencés par le critère de plasticité utilisé pour décrire le matériau mais aussi par la méthode de détermination des coefficients du critère de plasticité [MOR 02]. Le matériau utilisé est un acier libre d'éléments interstitiels (IF) produit au Brésil, avec une épaisseur de 0,7mm. Les coefficients du matériau qui sont utilisés dans la loi de Swift ont été déterminés à la suite des essais de traction et leurs valeurs sont présentées dans le tableau 2.3.

Tab. 2.3 [MOR02]

Coefficients	0º	45º	90º
σ	155	161.5	153
k	510	523	510
ε_0	0.0048	0.0036	0.0038
N	0.223	0.209	0.216
R	1.884	1.527	2.268

Les critères de plasticité utilisés pour décrire le matériau sont le critère Hill (1948) et le critère Ferron. Les coefficients du critère Ferron ont été déterminés par deux méthodes : la méthode R, cas où on utilise les coefficients d'anisotropie et la méthode σ où on utilise les contraintes déterminées à 0°, 45° et 90° par rapport à la direction de laminage. Les éléments utilisés sont des éléments de coque.



a **b**

Fig. 2.31

La hauteur des cornes d'emboutissage déterminées par voie expérimentale et par simulation en utilisant les deux critères est présentée dans la figure 2.32 a) ABAQUS standard et b) ABAQUS Explicit.

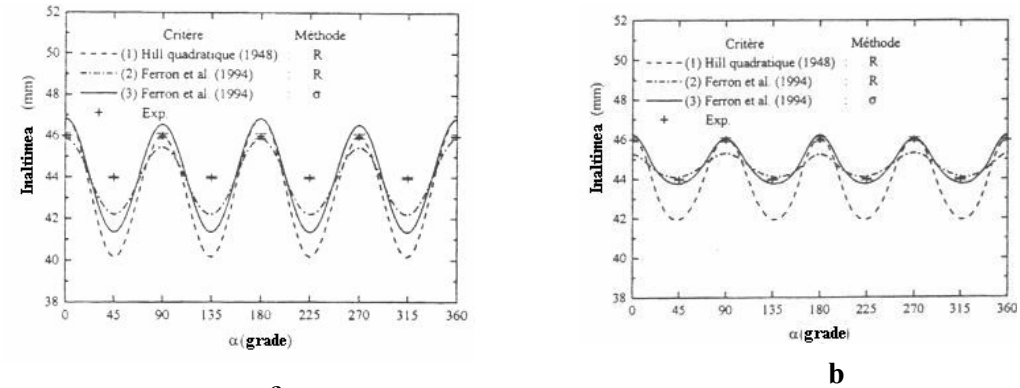


Fig. 2.32

Les différences d'intensité des cornes prévues avec des éléments de coques S4R avec Abaqus standard (fig.2.32.a) et avec Abaqus explicit (fig.2.32.b) s'expliquent ici par la gestion du contact avec les outils dans Abaqus Standard avec des éléments coques, qui ne prenait pas en compte l'épaisseur de la tôle. Ainsi la force de serrage restait uniformément appliquée sur la collerette avec Abaqus Standard, tandis qu'avec Abaqus explicit l'épaississement plus fort dans les vallées (régions de plus fort avalement) conduit à un contact, et donc une force de retenue qui se localise dans ces régions alors que les zones associées aux cornes deviennent libres de serrage. Ainsi s'explique le fait que l'intensité des cornes pourrait être sensiblement diminuée par l'effet d'épaississement différentiel en fonction de la position angulaire dans la collerette.

2.4 Conclusions concernant les limites des possibilités de simulations

La simulation de l'emboutissage hydraulique est réalisée principalement pour analyser l'évolution de la pression hydraulique en fonction de différents paramètres (la hauteur au pôle, les paramètres du matériau). La mesure de la courbure et de l'épaisseur au pôle en fonction de la pression appliquée peut aussi permettre d'identifier le comportement plastique biaxial de la tôle.

Par la simulation de l'emboutissage hémisphérique on met en évidence l'influence de l'anisotropie du matériau et des conditions de lubrification sur la distribution des contraintes et des défomations mais aussi sur la variation de l'épaisseur de la pièce emboutie. Des études numériques peuvent réalisées pour déterminer la hauteur limite au pôle.

La simulation de l'emboutissage de godet peut mettre en évidence:

- le rapport limite d'emboutissage;
- la distribution des contraintes et des déformations ;
- l'évolution de l'épaisseur de la tôle ;
- l'apparition des cornes d'emboutissage, en relation avec les caractéristiques d'anisotropie plane du matériau.

3 CONCLUSIONS SUR LE STADE ACTUEL DES RECHERCHES LIEES A LA SIMULATION DES PROCESSUS DE MISE EN FORME DES TOLES

Les recherches concernant la mise en forme des tôles, en général, et de l'emboutissage, en particulier, ainsi que la simulation de ces processus présentées dans les chapitres 1 et 2 ont visé des aspects liés aux critères de plasticité, aux caractéristiques du processus d'emboutissage, aux courbes limites de déformation et à la prévision du comportement des tôles dans les différents processus d'emboutissage.

3.1 Conclusions sur le stade actuel des recherches sur le processus de mise en forme des tôles

Les processus de déformation plastique à froid constituent un domaine de recherche extrêmement vaste, sur lequel beaucoup de travaux ont été publiés. Ces travaux visent différents aspects. Parmi la multitude des études publiées on a présenté des travaux traitant directement des aspects associés aux objectifs de cette thèse.

Pour définir le comportement plastique d'un corps dans le cadre des sollicitations multiaxiales on utilise un critère de plasticité. Depuis une trentaine d'années on a proposé plusieurs critères de plasticité qui décrivent le comportement plastique du matériau. Ces critères ont été divisés en deux groupes: les critères utilisés pour les matériaux isotropes (R=1) comme le critère Tresca, Von Mises, Drucker etc. et les critères utilisés pour les matériaux anisotropes qui prennent en considération des mesures qui permettent d'identifier le degré d'anisotropie. Ainsi, le critère quadratique de Hill (1948) représente une généralisation du critère de Von Mises qui prend en considérations l'anisotropie plane du matériau (R0°, R45°, R90°). De nombreux critères anisotropes ont été proposés au cours des 20 dernières années.

Les conclusions principales qui résultent des recherches liées aux caractéristiques du processus d'emboutissage sont:

- le rapport d'emboutissage caractérise le degré de déformation du matériau ;
- l'anisotropie des tôles favorise l'apparition des cornes d'emboutissage des godets, celles-ci se formant selon les positions angulaires (α) où le coefficient d'anisotropie R est maximum ;

- l'intensité des cornes d'emboutissage est influencée par le rapport d'emboutissage (DR), par la force de serre-flan, par le coefficient de frottement entre les outils et le tôle mais aussi par le rayon du poinçon ;
- la diminution ou même l'élimination des cornes d'emboutissage peut être réalisée par la modification de la forme circulaire initiale du flan soumis au processus d'emboutissage ;
- la déformabilité des tôles dans le processus d'emboutissage peut être évaluée à l'aide des courbes limite de formage; celles-ci peuvent être déterminées par voie analytique ou par voie expérimentale. Beaucoup d'études, qui n'ont pas été présentées dans ce travail, portent sur la détermination analytique des courbes limites de formage. La détermination expérimentale se réalise en utilisant un essai d'emboutissage et une méthode d'analyse des déformations de la pièce emboutie conduisant à la définition des déformations limites ;
- le nombre d'essais d'emboutissage utilisés afin de déterminer les courbes limite de formage est très grand ; à coté des essais présentés ci-dessus il y en a d'autres qui ont un degré d'applicabilité réduit à cause du fait qu'on les utilise pour des états de déformation particuliers. Le choix de l'essai le plus adéquat se réalise en prenant en considération plusieurs critères:
    1. l'état de déformation qui est étudié;
    2. la prise en considération ou non du frottement;
    3. les moyens expérimentaux disponibles (la machine d'essai de traction, la machine d'essai à expansion hydraulique).

Parmi les essais que l'on a présentés on recommande les essais Olsen-Jovignot et Marciniak si on veut éliminer l'effet du frottement, l'essai de traction pour sa simplicité, l'essai Nakazima pour le large domaine d'états de déformation qu'il est possible de réaliser. L'essai Nakazima présente le désavantage suivant : la rupture du matériau se produit dans une zone qui n'est pas plane et où peuvent apparaître des difficultés pour la détermination des déformations limites. Ce désavantage est éliminé dans le cas des essais Marciniak.

- la méthode de prise des mesures des déformations avec un réseau de cercles déposé sur la surface de la tôle qui doit être emboutie, a été longuement utilisée connaissant aussi des progrès importants au cours du temps; en dépit de cela ces méthodes classiques de détermination des déformations présentent des désavantages comme : la difficulté des extractions des différents contours qui seront mesurés, le temps important qui est nécessaire pour effectuer les mesures, le grand nombre d'éprouvettes dont on a besoin;
- les méthodes classiques de détermination des limites de formage à partir des mesures de déformation avec les réseaux de cercle (la méthode Veerman, Bragard, Hecker)

presentent certains avantages comme: la simplicité de l'applicabilité, la précision de prise des mesures, la dynamique de la prise des mesures, mais aucune des méthodes ne combine tous ces avantages;

- la méthode de prise des mesures des déformations par corrélation d'images obtenues à l'aide d'un mouchetis s'est développée beaucoup dans les dernières dix années, en éliminant ainsi une partie des désavantages des méthodes classiques ;
- par la méthode de corrélation des images on détermine les déformations limites avec une bonne précision, dans un temps très court et en utilisant un programme de calcul (en France, le programme Sifasoft est utilisé dans plusieurs laboratoires).

3.2 Conclusions sur le stade actuel des recherches sur la simulation des processus d'emboutissage

De l'étude bibliographique concernant la simulation du processus d'emboutissage on peut tirer les conclusions suivantes:

- les méthodes de simulation des processus d'emboutissage sont: la méthode des différences finies (de moins en moins employée) la méthode des éléments finis, et la méthode asymptotique numérique;
- la simulation de l'emboutissage a été réalisée en prenant en compte l'anisotropie du matériau, la lubrification des surfaces de contact, la force du serre-flan et les conditions géométriques du procédé ;
- les principaux programmes de calcul pour simuler le processus d'emboutissage en utilisant la méthode des éléments finis sont : ABAQUS, MARC, LS-DYNA-3D, ISOPUNCH, SIMEM2.

Par la simulation des processus d'emboutissage réalisée en utilisant la méthode des éléments finis on peut étudier l'influence de différents facteurs dont dépend l'emboutissage sur la distribution des contraintes et des déformations dans les pièces obtenues.

En général, par la simulation de l'emboutissage on peut déterminer:

- l'influence de l'anisotropie du matériau sur la distribution des contraintes et des déformations;
- la profondeur d'emboutissage où apparaît la rupture du matériau;
- l'évolution de la force d'emboutissage en fonction de la profondeur d'emboutissage
- l'influence de la lubrification au contact tôle-serre-flan, tôle-matrice ou tôle-poinçon
- l'influence du rapport d'emboutissage sur les contraintes et sur les déformations.

Des notions présentées ci-dessus il résulte que pour effectuer la simulation du processus d'emboutissage, on doit définir:

- la géométrie utilisée (la définition de la forme et des dimensions des outils et du flan);
- le maillage du flan;
- les propriétés du matériau de la tôle; dans cette étape sont définies les propriétés élastiques (le module d'élasticité, E, et le coefficient de contraction transversale, v), la loi d'écrouissage (Hollomon, Swift, etc) et le critère de plasticité qui permet de caractériser l'anisotropie plastique du matériau ;
- les outils, généralement définis comme éléments rigides, indéformables ;
- le contact qui se réalise entre les surfaces actives des outils et la tôle (on introduit les coefficients de frottement, μ).

Puis, la simulation proprement dite se réalise en trois ou quatre étapes en fonction des conditions aux limites qui doivent être imposées. A la suite de la simulation on obtient la distribution des contraintes et des déformations dans la pièce emboutie.

Les comparaisons entre les résultats des simulations et ceux de l'expérience constituent un élément très important pour apprécier et discuter la validité des hypothèses utilisées pour effectuer les calculs, aussi bien en ce qui concerne la modélisation géométrique du processus que la pertnence du choix des modèles de comportement plastique et de frottement introduits dans les calculs.

3.3 Directions de développement des recherches

En partant du stade actuel des recherches concernant les processus d'emboutissage, présentées dans le chapitre 1 de notre travail, les recherches effectuées dans le cadre de notre thèse ont comme but de contribuer à établir des données en ce qui concerne le comportement pendant l'emboutissage de l'acier A5 STAS 10318-80. Celui-ci est un acier utilisé à une large échelle dans l'industrie automobile mais il n'est pas suffisamment connu. Les recherches menées dans le cadre de notre thèse s'articulent selon plusieurs directions:

- établir le comportement plastique des tôles A5 STAS 10318-80 en déterminant les constantes de la loi de Swift du matériau et le coefficient d'anisotropie. Pour cette démarche on réalise l'essai de traction;
- déterminer la courbe limite de formage pour l'acier A5 STAS 10318-80 par l'essai d'emboutissage avec poinçon cylindrique a fond plat. En raison des avantages qu'ils présentent, on va utiliser l'essai Marciniak afin de déterminer la courbe limite de formage et la méthode de corrélation d'images pour mesurer les déformations limites. A l'aide de cette courbe on peut établir si une pièce qui a une

certaine configuration donnée peut être obtenue ou non par un processus d'emboutissage;

- étudier l'influence du frottement et de la vitesse d'emboutissage sur la force d'emboutissage hémisphérique. On va utiliser l'essai Nakazima;
- analyser l'influence du coefficient d'anisotropie sur l'apparition des cornes d'emboutissage dans le cas de l'emboutissage des godets.

Tenant compte du stade actuel des recherches concernant la simulation des processus d'emboutissage présentée dans le deuxième chapitre de notre travail, dans le cadre de la thèse on va réaliser aussi certaines recherches concernant la simulation des processus d'emboutissage qui ont été réalisés par voie expérimentale. Ainsi on va simuler par la méthode des éléments finis à l'aide du logiciel ABAQUS: l'essai de traction, l'essai Marciniak, l'essai Nakazima et l'emboutissage des godets. Les résultats expérimentaux seront comparés avec les résultats obtenus par la simulation.

La simulation du processus d'emboutissage permet de reconnaître dès la phase de projet, en tenant compte des facteurs qui influencent le processus si une pièce avec une certaine configuration peut être réalisée avec succès par le processus d'emboutissage ou non.

4 METHODES ET MOYENS UTILISES DANS LA RECHERCHE EXPERIMENTALE

4.1 Bilan des essais réalisés

Les expériences, réalisées sur des tôles en acier A5 STAS 10318-80, ont concerné : l'essai de traction, l'emboutissage à poinçon cylindrique à fond plat, l'emboutissage à poinçon hémisphérique et l'emboutissage d'un godet.

L'essai de traction a eu comme but de déterminer le comportement plastique du matériau sur lequel on a fait les recherches;

Les données initiales qui sont restées inchangées dans ce cas sont : le matériau et la vitesse de déformation.

Les données d'entrée qui ont varié sont : L'angle α, formé par la direction de laminage de la tôle avec la direction de découpe de l'éprouvette, fig.4.1, α = 0º, 45º, 90º et l'épaisseur des éprouvettes (g=0,73mm; 1 mm; 1,23mm).

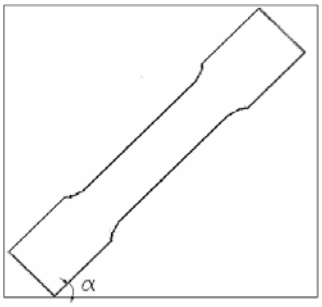


Fig. 4.1

Les données de sortie sont:

- la force de traction
- l'allongement de l'éprouvette
- les déformations de l'éprouvette sur les trois directions

Les essais d'emboutissage à poinçon cylindrique a fond plat ont eu comme but de déterminer les courbes limite de formage correspondant à l'acier étudié.

Les données d'entrée qui sont restées inchangées sont : la force de serre flan, la forme des outils, le coefficient de frottement et la vitesse du poinçon.

Les données d'entrée qui ont varié sont l'épaisseur et la largeur de l'éprouvette. Les largeurs ont varié de 80 mm jusqu'à 200mm pour obtenir des états différents de déformation du matériau, allant de la traction uniaxiale à l'expansion biaxiale.

Les données de sortie : les déformations de la pièce d'emboutissage sur les directions principales ε_1, ε_2, ε_3 et la force d'emboutissage.

Les déformations dans le plan de l'éprouvette ont été déterminées à l'aide du logiciel Icasoft. La déformation en épaisseur a été mesurée au microscope à la rupture et à 2,5 et 10mm de rupture.

Pour l'emboutissage hémisphérique deux données d'entrée ont varié : la vitesse d'emboutissage et le coefficient de frottement entre le poinçon et la tôle. Les données d'entrée qui sont restées constantes: le matériau, la force de serre flan, la forme des outils et l'épaisseur des éprouvettes.

La donnée de sortie est la force d'emboutissage. Ces essais ont été réalisés pour deux types d'essais : l'expansion biaxiale sur une éprouvette carrée (200X200mm) et la traction uniaxiale sur une éprouvette rectangulaire (80x200mm).

Dans l'emboutissage d'un godet la valeur qui a varié a été celle de l'épaisseur du matériau.

Les données d'entrée qui sont restées constantes: le matériau, la force de serre flan, la forme des outils et le rapport d'emboutissage.

Les données de sortie : la force d'emboutissage et la taille des cornes d'emboutissage.

4.2 Les méthodes et moyens pour caractériser le comportement plastique des tôles

4.2.1 Le matériau utilisé

L'essai de traction permet de déterminer le comportement plastique du matériau. La connaissance de ce comportement est nécessaire pour définir le matériau pendant la simulation de l'emboutissage.

Le matériau dont on a choisi de déterminer le comportement a été l'acier pour emboutissage profond, norme A5 STAS 10318-80. Les essais d'emboutissage ont concerné seulement ce matériau, et ceci pour trois épaisseur : h= 0,73mm; 1mm et 1,23 mm.

La composition chimique, les caractéristiques mécaniques et les caractéristiques technologiques de celui ci, conformément à la norme, sont celles inscrites dans les tableaux ci-dessous.

Tab. 4.1

Le type de l'acier	**Composition chimique** %, max.				
	C	Mn	Si	P	S
A5	0,08	0,40	0,10	0,025	0,03
	Caractéristiques mécaniques, max.				
	Limite d'écoulement, Rp_{02} N/mm^2	Limite de rupture R_m N/mm^2		Allongement à rupture, %	Dureté, HRB
	220	270...340		36	50

Tab.4.2

L'épaisseur, mm	L'indice Erichsen, mm, min
0,70	10,40
1,00	11,10
1,20	11,90

4.2.2 Les éprouvettes utilisées

Pour cet essai on a utilisé des éprouvettes représentées dans la fig. 4.2.

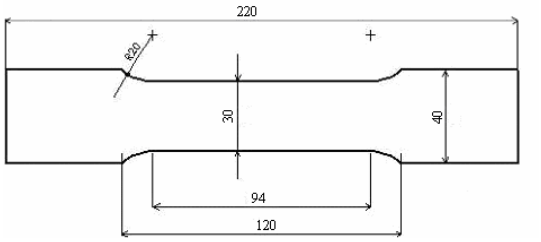


Fig. 4.2

4.2.3 Les équipements utilisés dans l'essai de traction

L'essai de traction a été réalisé à l'aide d'une machine Zwick avec une force maximum de traction de 100 KN, fig. 4.3. Celle ci est équipée avec un ordinateur pour l'acquisition des données. Pour réaliser les commandes et pour l'acquisition des données l'ordinateur utilise le logiciel ZWICK 1008. Les paramètres qui peuvent être réglés sont : le temps pendant lequel se réalise l'essai, le déplacement de la partie mobile (mm), la force de traction maximum (N), la température à laquelle se réalise l'essai (°C).

Dans la figure 4.3 on présente la structure de la machine de traction.

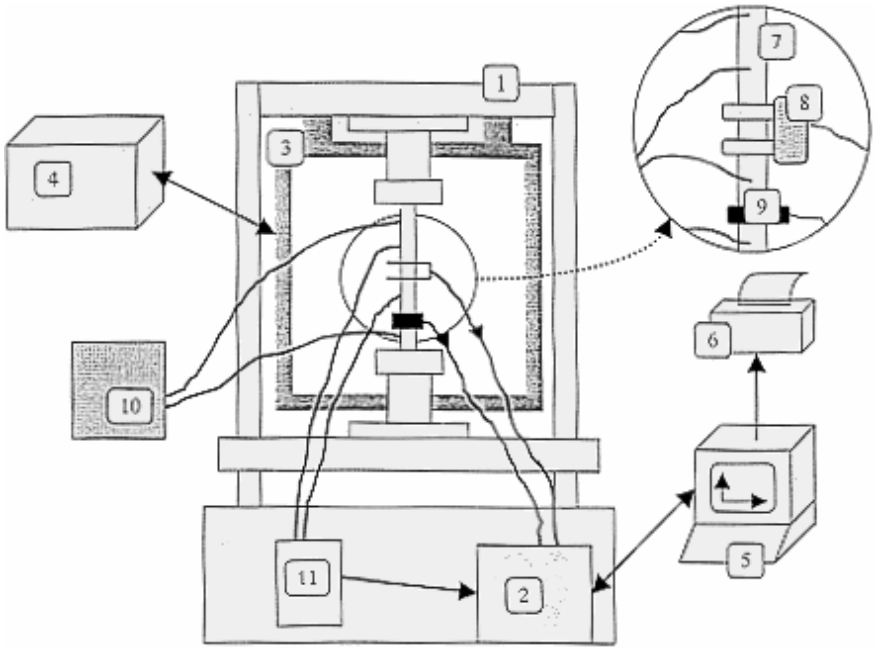


Fig. 4.3

Les notation sur la figure sont les suivantes : 1-la machine de traction ZWICK 100 kN; 2-l'unité de commande électronique de la machine de traction; 3-l'enceinte thermique (étuve)

avec la possibilité de régler la température de -60°C à 180°C; 4-l'unité de commande de l'enceinte thermique, 5-l'ordinateur pour acquisition et enregistrement des données, 6-l'imprimante, 7-l'éprouvette de traction, 8-l'extensomètre, 9- la sonde de température, 10-la source de courant, 11-le voltmètre.

Dans le cadre de ce travail l'essai de traction a été réalisé à la température ambiante.

4.2.4 La mesure des déformations de l'éprouvette

Pour étudier les déformations dans le plan des éprouvettes soumises à traction on a utilisé la méthode de corrélation d'images. Pour cela sur les éprouvettes qui ont été peintes en blanc, fig. 4.4 des gouttes de peinture noire sont déposées, fig. 4.5. Les essais ont été filmés à l'aide d'une caméra positionnée devant l'éprouvette.



Fig. 4.4

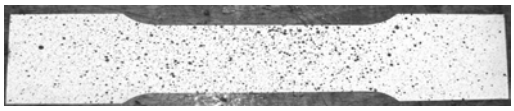


Fig. 4.5

Les déformations sur les directions principales (ε_1, ε_2) ont été déterminées par corrélation des images. La méthode de la corrélation des images mais aussi les matériaux nécessaires pour déposer le mouchetis et pour filmer, l'acquisition des images, etc. sont présentés dans l'Annexe 1.

4.3 Les méthodes et moyens utilisés pour déterminer les courbes limite de formage

4.3.1 Les éprouvettes utilisées

Les courbes limite de formage ont été déterminées en réalisant l'emboutissage à poinçon cylindrique à fond plat, et comme méthode de mesure des déformations, la méthode de corrélation des images.

Pour déterminer les courbes limite de formage on a utilisé des éprouvettes en tôle, qui ont une forme rectangulaire, avec les dimensions de la figure 4.6 et de différentes largeurs afin d'obtenir des différentes modes de déformation: de la traction uniaxiale pour une largeur de 80 mm à l'expansion biaxiale pour une largeur de 200 mm.

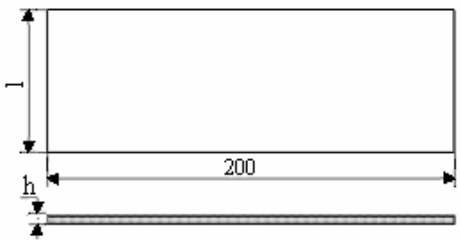


Fig. 4.6

Les dimensions des éprouvettes soumises à des essais sont présentées dans le tableau 4.3.

Tab. 4.3

L'épaisseur, mm	0,73						1			1,23					
Longueur, mm	200						200			200					
Largeur, mm	80	100	120	140	160	200	80	160	200	80	100	120	140	160	200

Les expériences ont été réalisées avec un contre flan placé entre l'éprouvette et le poinçon.

Le contre flan a la même largeur que l'éprouvette mise à l'essai. Le contre flan a comme but d'éviter la rupture dans la zone de raccordement du poinçon.

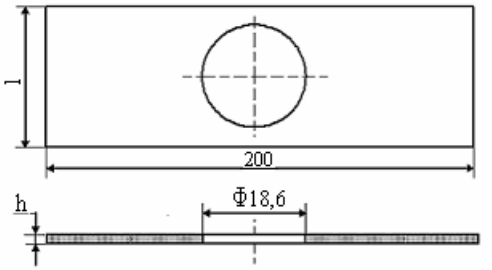


Fig. 4.7

Pour les éprouvettes qui ont une largeur plus grande que 100 mm, les contre flans ont été percés à Φ15-Φ20,4 , afin que la rupture se produise dans le centre de l'éprouvette.

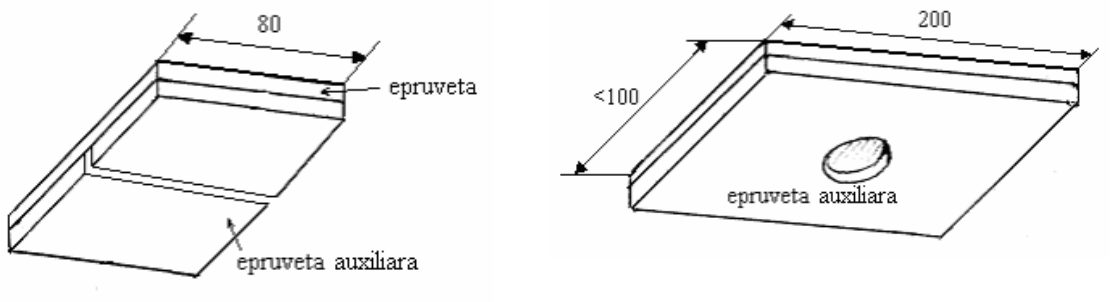


Fig. 4.8

Pour la largeur de 80mm le contre flan a été coupé dans deux parties, Fig. 4.8. Le contre flan est collé à l'éprouvette avec une bande de scotch, avant de pulvériser le mouchetis.

4.3.2 L'équipement utilisé

Pour déterminer les courbes limites de formage lors de l'emboutissage avec un poinçon cylindrique à fond plat, on a utilisé: la machine de traction compression commandée par l'ordinateur, le module d'emboutissage, la caméra vidéo, l'ordinateur pour acquisition et enregistrement des données et pour corréler les images, le matériel nécessaire pour déposer le mouchetis sur l'éprouvette.

Avec ce montage on peut obtenir des images d'une très bonne qualité grâce à une très bonne lumière pour filmer la surface de l'éprouvette.



Fig. 4.9

La machine de traction utilisée pour l'essai d'emboutissage, Fig 4.9, est une machine Zwick avec une force maximum de 200 KN (20tf). Celle ci a été mise en fonction quelques minutes avant l'essai pour la stabilisation de la force.

En vue de réaliser l'essai d'emboutissage la machine a été équipée avec un module d'emboutissage, fig. 4.10. Le module a été placé sous la traverse mobile afin que la machine développe la force de compression nécessaire pendant l'emboutissage. Pendant les emboutissages le poinçon reste fixe, la matrice et le serre-flan sont mobiles. Ce montage a été réalisé avec une matrice et un serre-flan mobile pour faciliter le montage de la caméra afin que la distance entre l'éprouvette et la caméra soit constante, sans avoir besoin d'utiliser un dispositif spécial.

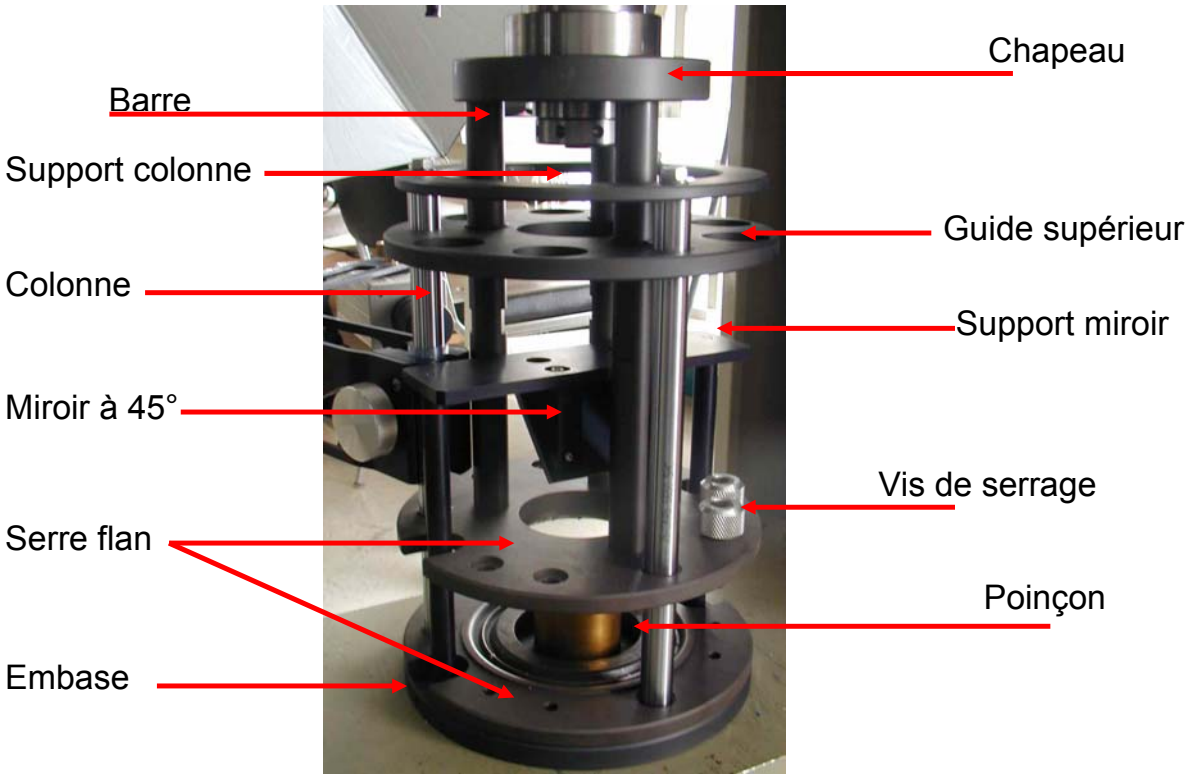


Fig. 4.10

La matrice et le serre-flan sont liés à la partie mobile de la presse.

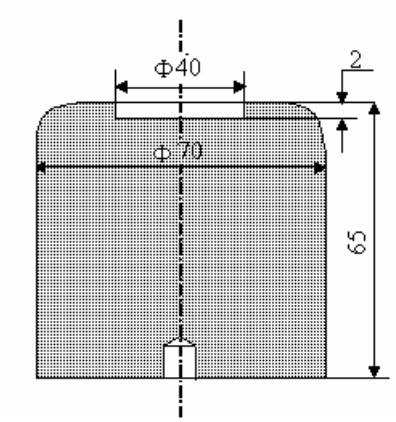
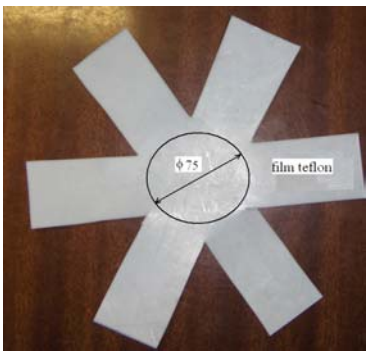


Fig. 4.11

L'éprouvette est placée entre la matrice et le serre-flan qui sont fixés à l'aide de six vis de blocage. Pendant le mouvement de descente, la tôle s'emboutit sur le poinçon qui est lié à la partie fixe de la machine de traction. La partie mobile est guidée à l'aide de trois colonnes (supérieures). La partie fixe est guidée par les trois colonnes inférieures. Les dimensions et la forme du poinçon sont présentées dans la fig. 4.11.

Ce montage permet d'effectuer des emboutissages avec un enfoncement maximum de 45mm.



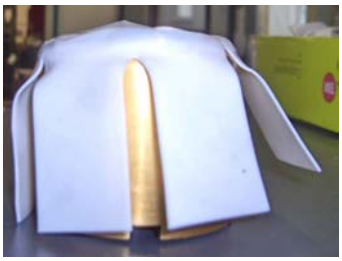


Fig. 4.17

Entre le poinçon et le contre flan est placé un film de téflon afin de réduire le frottement. Le film de téflon est coupé, fig. 4.17., de façon que, plié, il ait une forme proche de celle du poinçon.

Le film de téflon a une épaisseur de 1 mm et peut être utilisé plusieurs fois. En vue de mesurer l'épaisseur des éprouvettes embouties dans la zone de la rupture, à 2, 5 et 10 mm par rapport à la rupture, celles-ci ont été coupées et polies afin de rendre possible la mesure à l'aide du microscope.

La détermination des champs de déformation au cours des essais peut être réalisée grâce à la mise en place d'un miroir avec une inclinaison de 45° afin de pouvoir filmer pendant l'emboutissage la déformation du réseau qui se réalise sur l'éprouvette déformée.

4.3.3 La détermination des déformations par la méthode de corrélation d'images

Cette méthode consiste en superposer des images qui correspondent a des stades différents de déformation du matériau. Avant de commencer l'emboutissage, sur l'éprouvette s'appliquent d'une façon aléatoire des taches de peinture de différentes dimensions (le mouchetis). A l'aide d'une caméra vidéo et d'un logiciel qui analyse les images on peut mesurer, pendant l'emboutissage, les déformations de la pièce.

Pour analyser les images et pour calculer les déformations on a utilisé le logiciel Icasoft, version 4.0 réalisé à l'INSA LYON (voir Annexe 4.1). Ce logiciel peut calculer les déplacements et les déformations planes à l'aide des relations mathématiques en utilisant deux images BMP, Fig. 4.13.

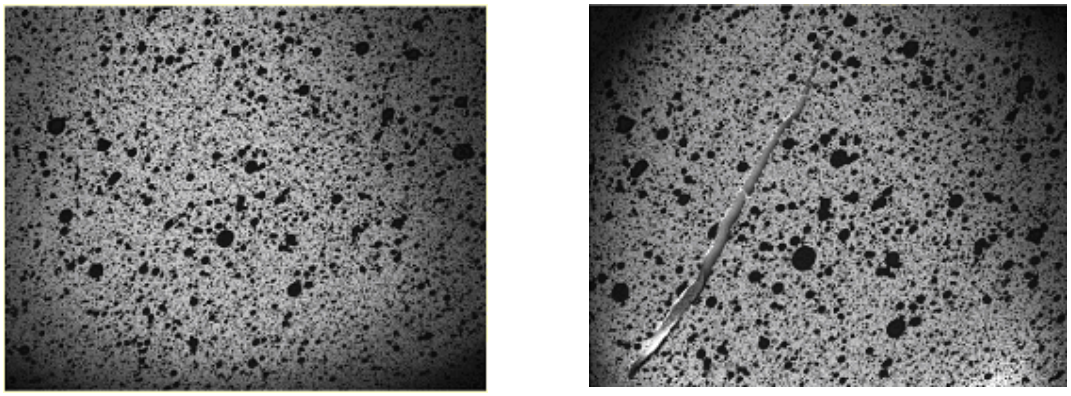


Fig. 4.13

4.3.4 La préparation des expériences et le mode opératoire pour déterminer les courbes limite de formage

La machine de traction est mise sous tension quelques minutes avant de commencer l'essai pour créer une stabilisation de la puissance. On prépare l'ordinateur avec le programme test expert qui commande la machine et qui enregistre en même temps les courbes de force déplacement à chaque essai. On règle la vitesse d'emboutissage à l'aide du programme.

Tous les essais d'emboutissage avec un poinçon cylindrique plat ont été effectués à une vitesse de 10mm/min et une force de serrage de 200KN. Les éprouvettes ont été coupées à des largeurs qui vont de 80mm jusqu'à 200mm à l'aide d'une guillotine.

Les contre flans ont les mêmes dimensions que celles de l'éprouvette. Pour une largeur de 80mm ils sont coupés en deux parties, et pour une largeur plus grande ils sont percés. Le processus de perçage est réalisé à Φ 8,5mm avec un foret avec une machine de perçage (SN16) après quoi l'augmentation du diamètre a été réalisée manuellement à l'aide d'une trousse de perçage pour les tôles.

L'éprouvette et le contre flan ont été dégraissés avec un liquide dégraissant pour des métaux « Essence F ». Pour les expériences l'éprouvette et le contre flan ont été collés à l'aide d'un scotch.

Avant de positionner l'éprouvette, la caméra est installée afin que l'on puisse filmer la zone centrale de l'éprouvette. La zone qui est filmée peut être plus grande ou plus petite en fonction de la position de la caméra. On est intéressés dans les expériences par la zone de l'éprouvette en contact avec le fond du poinçon.

L'ajustement de la caméra se réalise, d'habitude avant le commencement des expériences. Le poinçon peut être détaché et il est centré dans la partie fixe du module d'emboutissage à l'aide d'un tenon. Après avoir effectué le réglage, on déplace le poinçon et on pose les deux éprouvettes collées, de façon que le contre flan soit en contact avec le serre-flan. On réalise le centrage des deux éprouvettes puis on commande le déplacement de la matrice jusqu'à ce qu'elle puisse atteindre la force maximale de serrage (200KN). Cette force peut être visualisée sur l'écran de l'ordinateur qui est lié à la machine de traction.

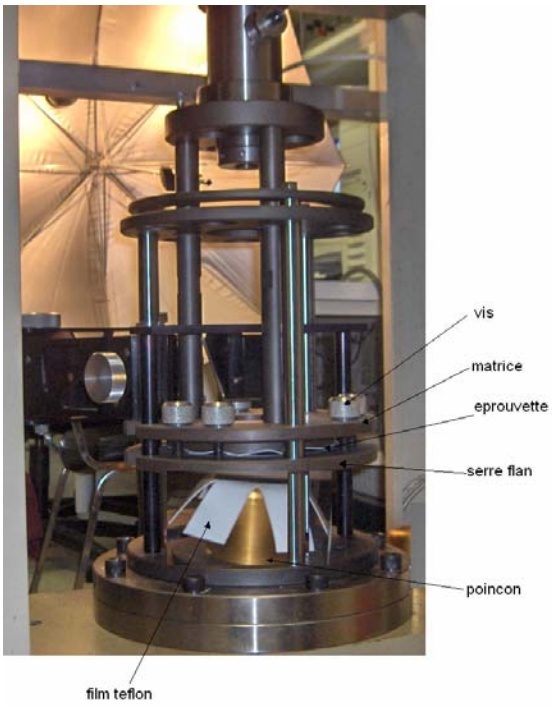


Fig. 4.14

On solidarise la matrice avec le serre-flan avec six vis et on commande par le menu de l'ordinateur le déplacement de ce sous-ensemble, après quoi on centre le poinçon, fig. 4.14.

Ensuite, on approche l'éprouvette jusqu'à ce qu'elle puisse faire contact avec le poinçon. Ce processus se réalise en déplaçant le sous-ensemble matrice serre-flan jusqu'au moment où le film de téflon ne peut pas être déplacé.

Apres avoir fait le réglage de la luminosité de l'image par le diaphragme de la caméra, en suivant l'histogramme du logiciel VisionStage on peut enregistrer la première image, l'image avec l'éprouvette initiale, et on peut commander le commencement de l'emboutissage et de la prise de vues.

Les étapes présentées doivent être réalisées pour chaque expérience. Chaque fois que l'on réalise une expérience on doit compléter une fiche d'essai. Toute expérience a été réalisée deux fois.

4.4 Les méthodes et moyens utilisés pour l'emboutissage hémisphérique

4.4.1 Eprouvettes utilisées

Pour l'emboutissage hémisphérique on a utilisé des éprouvettes carrées, fig. 4.15, et rectangulaires, fig 4.16 en tôle A5 STAS 10318-88 d'épaisseur 1mm.

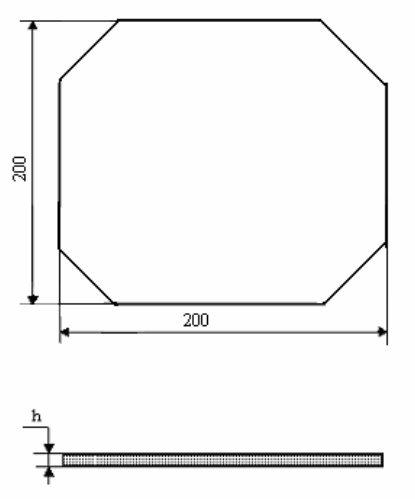


Fig. 4.15

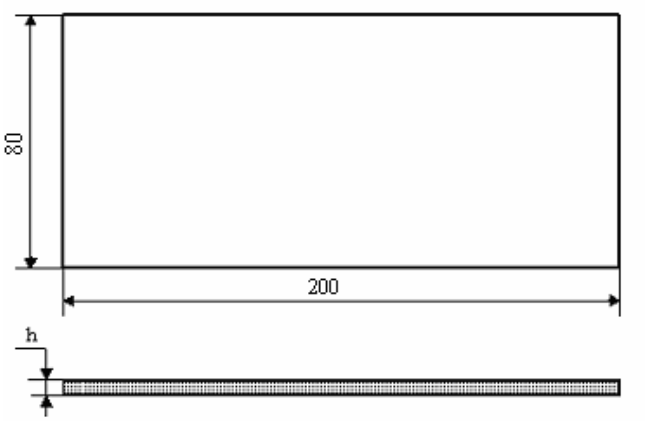


Fig. 4.16

4.4.2 Les équipements utilisés pour l'emboutissage hémisphérique

Les équipements utilisés dans ce cas sont les mêmes que ceux utilisés pour l'emboutissage cylindrique avec le poinçon a fond plat. On a utilisé la même machine de traction et le même module d'emboutissage. La seule différence est représentée par la forme du poinçon.

La prise de vues de l'emboutissage ne se réalise plus car la rupture du matériau se produira dans la zone sphérique, où notre équipement ne permet pas de calculer les déformations.

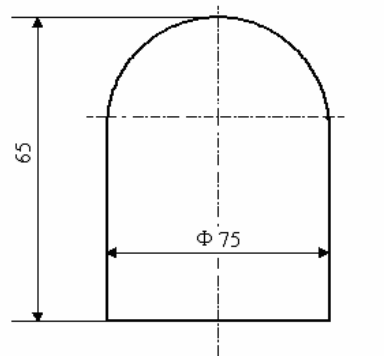


Fig. 4.17

4.5 Les méthodes et moyens utilisés pour l'emboutissage des godets

4.5.1 Eprouvettes utilisées

Dans le cas de l'emboutissage d'un godet on utilise des éprouvettes de forme circulaire, fig. 4.35. Le diamètre de l'éprouvette a été choisi de façon que l'on obtienne un rapport d'emboutissage de 2,2.

Dans le cas de l'emboutissage d'un godet on utilise des éprouvettes de forme circulaire, fig. 4.35. Le diamètre de l'éprouvette a été choisi de façon que l'on obtienne le rapport d'emboutissage de 2,2.

On peut déterminer le rapport d'emboutissage à l'aide de la relation: $DR = \frac{d}{D}$

où d est le diamètre initial du flan, et D le diamètre final de la pièce emboutie, fig 4.35.

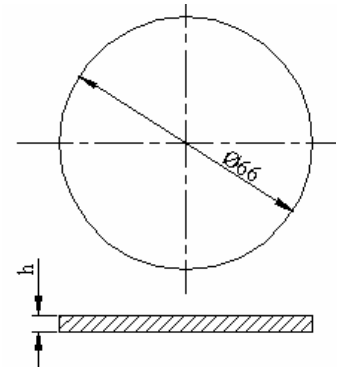


Fig. 4.35

Dans nos essais d = 66 mm et D = 30mm:. Dans ce cas le rapport d'emboutissage sera : $DR = \frac{66}{30} = 2{,}2$. Les éprouvettes utilisées sont celles en tôle A5 STAS 10318-88 avec une épaisseur h de 0,73mm, 1mm et 1,23mm.

4.5.2 L'équipement utilisé pour l'emboutissage d'un godet

Pour l'emboutissage d'un godet on a utilisé : la machine spéciale pour emboutissage avec action hydraulique SAS-20, un capteur inductif de déplacement TIC 35.100, deux capteurs de pression, un pont tensiométrique SPIDER 8 et un ordinateur prévu avec un logiciel d'acquisition des données CATMAN.

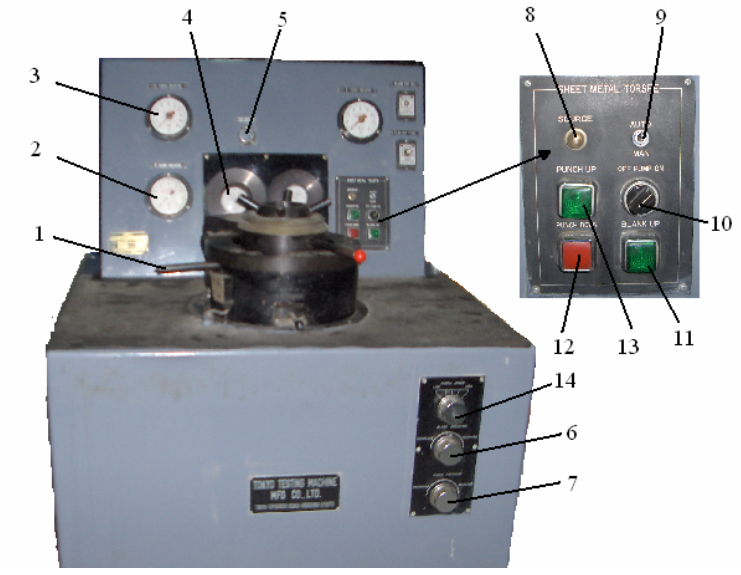


Fig. 4.19

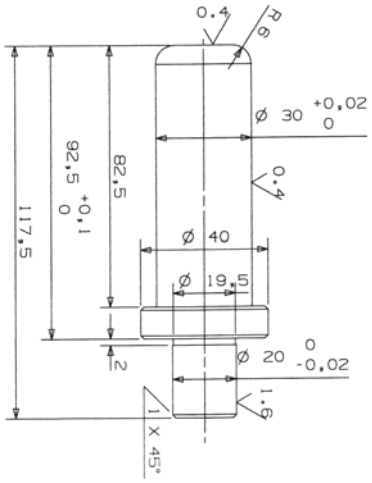


Fig. 4.20

La machine spéciale pour emboutissage SAS-20, présentée dans la figure 4.19, présente les caractéristiques suivantes : la force maximum du poinçon est de 20tf, la force

maximum de serre-flan 8tf, la course maximum du poinçon 100mm, la vitesse maximum du poinçon de 180mm/min., l'épaisseur de la tôle de 0,2 à 6mm.

La force de serrage de la tôle et la force d'emboutissage peuvent être réglées par le bouton 6, respectivement 7, le bouton 14 étant utilisé pour régler la vitesse d'emboutissage. On peut lire la course du poinçon avec une précision de 0,1 mm sur le cadran 4. La force de serrage et la force d'emboutissage peuvent être lues sur le cadran 2, respectivement 3. Les dimensions et la forme du poinçon sont présentées dans la figure 4.20.

Les capteurs et le logiciel d'acquisition des données sont décrits dans l'annexe 2.

4. 5.3 La préparation des essais et le mode opératoire pour l'emboutissage des godets

La machine d'emboutissage est mise sous tension quelques minutes avant le commencement de l'essai pour la stabilisation de la force. A l'aide de l'ordinateur on réalise les commandes pour le pont tensiométrique SPIDER 8 et on prépare le programme CATMAN en vue de l'acquisition des données. L'éprouvette en acier A5 STAS 10318-80 est située sur la surface du serre-flan du dispositif hydraulique, fig. 4.36. La force de retard est établie à 500 kgf en appuyant sur le bouton 6, et l'ajustement de la vitesse se réalise à l'aide du bouton 14. Tous les essais d'emboutissage des godets ont été réalisés à une vitesse de 10mm/min.

On met la source (10) sur la fonction « ON » et cette action est confirmée par l'allumage de l'ampoule 8. Le commutateur 10 est sur la fonction MANUEL. On bloque la matrice en tournant le bras 1 vers la gauche jusqu'à ce qu'elle vienne en contact avec le limiteur. On commande le début de l'acquisition des données dans le programme CATMAN. Les paramètres acquis par le logiciel sont: la force d'emboutissage, le déplacement du poinçon et la force de serrage. Pour fixer l'éprouvette avec le serre-flan on appuie le bouton 11, et on peut lire la force sur le manomètre 2. Apres avoir fixé l'éprouvette on mène le comparateur à cadran à la valeur 0 en tournant le bouton « ZERO ADJUST » (5). Pour déplacer le poinçon en vue de déformer la tôle, on appuie le bouton 13. On peul lire le trajet du poinçon, pendant son déplacement, sur le comparateur 4. Lorsque le trajet du poinçon a atteint la valeur d'approximativement 50mm, on commande la descente en appuyant le bouton 12 et on interrompt l'acquisition des données par le logiciel. On a choisi un trajet du poinçon de 50mm pour que l'emboutissage se réalise de façon sure sur un godet. Apres avoir descendu le poinçon on ouvre la matrice et on éloigne l'éprouvette du dispositif. Pour chaque valeur d'épaisseur de la tôle les expériences ont été réalisées trois fois.

5 LA SIMULATION DU PROCESSUS D'EMBOUTISSAGE DES TOLES

5.1 Introduction

La simulation a été réalisée à l'aide du programme ABAQUS/CAE. Celui-ci présente une construction modulaire, utilise le calcul par éléments finis et il est développé par la firme Karlson et Sorensen, USA pour les stations de travail et pour les ordinateurs PC.

Quel que soit le programme de calcul utilisé, la simulation par la méthode des éléments finis se réalise en trois phases: la génération du fichier de données, le lancement du calcul et l'exploitation des résultats.

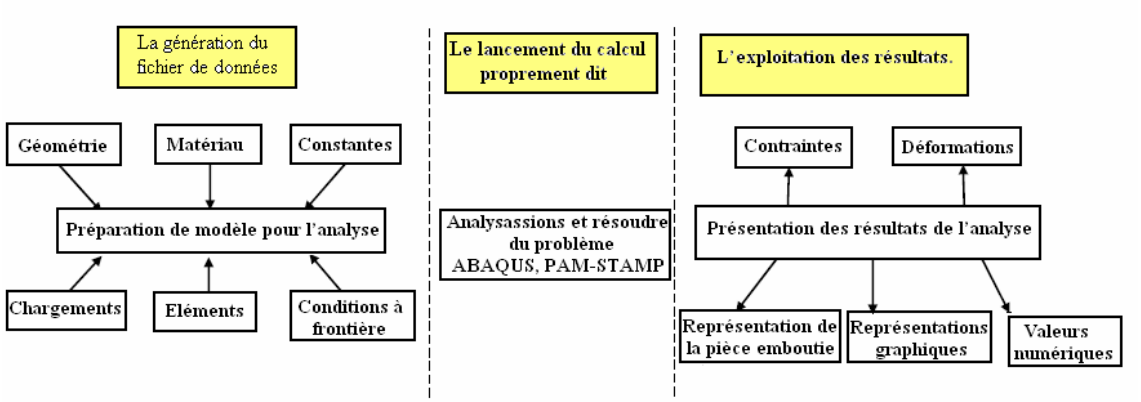


Fig. 5.1

Le logiciel dispose d'une interface graphique, les commandes étant données par les menus, par les boutons activés à l'aide de la souris de l'ordinateur et des commendes introduites par le clavier. Celui-ci peut travailler aussi en réalisant et en enregistrer un fichier de commande avec une extension *inp., fichiers qui peuvent être édités en introduisant des commandes du clavier.

Les données d'entrée qui peuvent être prises en considération dans la simulation par la méthode des éléments finis du processus d'emboutissage sont :

- la géométrie des outils : la forme et les dimensions du poinçon, de la matrice et du serre-flan
- l'épaisseur de la tôle, h;
- le matériau de la tôle;
- la profondeur d'emboutissage, H;
- la force de serrage, P;
- le coefficient de frottement tôle- serre flan et matrice, tôle -poinçon, μ;

Apres la simulation on obtient la forme de la pièce emboutie, les contraintes et les déformations (les données de sortie) dans des différents points de la pièce emboutie.

Les simulations ont été réalisées dans ce travail à l'aide du programme ABAQUS/Explicit.

5.2 La description du matériau dans Abaqus

Dans Abaqus le matériau soumis au processus d'emboutissage est décrit dans le sous-programme Vumat en utilisant le critère de plasticité développé par Ferron et al. [FER94]. Ce modèle s'appuie sur une représentation paramétrique de la surface de charge (f = 0). La surface de charge est tracée dans le plan des contraintes principales σ_1, σ_2. Une représentation polaire de la surface de charge est montrée sur la figure 5.2.

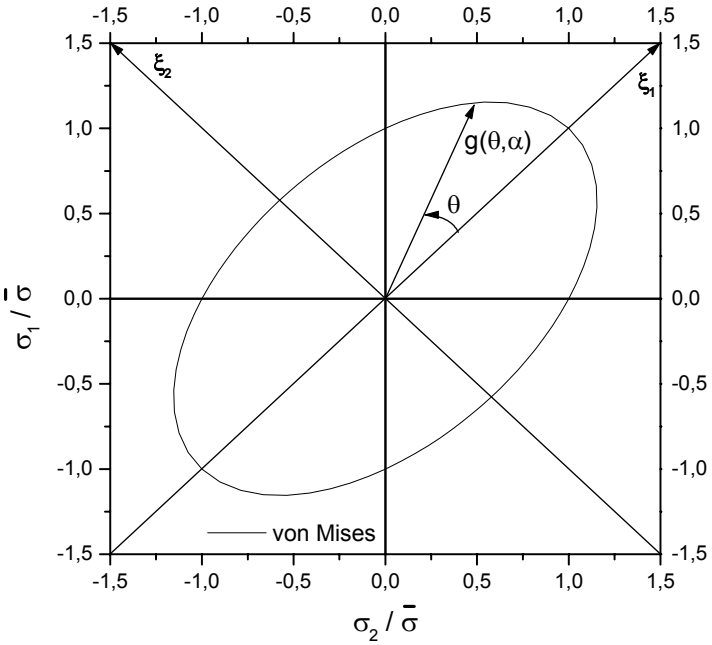


Fig. 5.2
Représentation polaire de la surface de charge dans le plan des contraintes principales (σ_1,σ_2)

L'angle θ représenté sur la figure 5.2 correspond à l'angle polaire associé à la description polaire définie par :

$$\xi_1 = G(\theta,\alpha,\sigma)\cos\theta \quad \text{et} \quad \xi_2 = G(\theta,\alpha,\sigma)\sin\theta \tag{5.1}$$

où les variables ξ_1 et ξ_2 sont définies par :

$$\xi_1 = \frac{\sigma_1+\sigma_2}{2} \quad \text{et} \quad \xi_2 = \frac{\sigma_1-\sigma_2}{2} \tag{5.2}$$

L'écrouissage étant supposé isotrope la fonction $G(\theta, \alpha, \sigma)$ s'écrit sous la forme :

$$G(\theta,\alpha,\sigma) = \sigma g(\theta,\alpha) \tag{5.3}$$

où la fonction $g(\theta, \alpha)$ correspond au rayon polaire d'un point courant de la surface de charge normée par la contrainte équivalente $\overline{\sigma}$. L'angle α définit l'orientation des axes principaux de contraintes ($\mathbf{c_1}$, $\mathbf{c_2}$) par rapport aux axes d'orthotropie ($\mathbf{x_1}$, $\mathbf{x_2}$).

Dans un premier temps, Ferron et al (1994) ont défini une expression du rayon polaire $g(\theta)$ pour les matériaux isotropes transverses. Ils ont ensuite généralisé leur étude aux matériaux anisotropes transverses. Pour un matériau isotrope transverse Ferron et al (1994) ont exprimé le rayon polaire $g(\theta)$ à l'aide de l'expression :

$$(1-k)g(\theta) = \left(\cos^2\theta + A\sin^2\theta\right)^3 - k\cos^2\theta\left(\cos^2\theta - B\sin^2\theta\right)^2 \tag{5.4}$$

où A et B sont des constantes positives sans dimension et k un réel. Cette expression constitue une extension du critère isotrope de Drücker (1949), pour lequel les valeurs des constantes A et B sont égales à 3 et 9, respectivement. Le critère quadratique de Hill (1948) est obtenu comme un cas particulier avec le coefficient k égal à 0. Le critère isotrope de von Mises est retrouvé avec k=0 et A=3.

Le rayon polaire $g(\theta, \alpha)$, utilisé par Ferron et al (1994), pour définir la surface de charge d'un matériau anisotrope transverse est une extension de l'expression (II-35) et s'écrit sous la forme :

$$g(\theta,\alpha)^{-m} = g(\theta)^{-m} + 2a\sin\theta\cos^{2n-1}\theta\cos 2\alpha + b\sin^{2p}\theta\cos^{2q}2\alpha \tag{5.5}$$

où m, n, p et q sont des entiers positifs et où a et b sont des coefficients sans dimension. Les coefficients a et b caractérisent l'anisotropie du matériau. Le critère quadratique de Hill (1948) est obtenu comme cas particulier avec le coefficient k égal à 0 et les exposants m égal 2, et n, p et q égaux à 1. Dans le cas de l'isotropie transverse les coefficients a et b sont nuls. La fonction $g(\theta, \alpha)$ se ramène à $g(\theta)$.

La fonction de charge f peut s'exprimer en fonction des variables (ξ_1, ξ_2). Elle s'écrit alors de manière équivalente :

$$f = \psi(\xi_1,\xi_2,\alpha) - \overline{\sigma} \tag{5.6}$$

Pour une valeur du coefficient m égal à 2 la fonction $\psi(\xi_1, \xi_2, \alpha)$ s'écrit sous la forme :

$$\psi(\xi_1,\xi_2,\alpha) = \left\{ \begin{array}{l} \left[\dfrac{\left(\xi_1^{\,2} + A\xi_2^{\,2}\right)^3 - k\xi_1^{\,2}\left(\xi_1^{\,2} - B\xi_2^{\,2}\right)^2}{1-k}\right]^{\frac{1}{3}} \\ \quad - \dfrac{2a}{(1-k)^{\frac{1}{3}}}\dfrac{\xi_2\xi_1^{\,2n-1}}{\left(\xi_1^{\,2}+\xi_2^{\,2}\right)^{n-1}}\cos 2\alpha \\ \quad + \dfrac{b}{(1-k)^{\frac{1}{3}}}\dfrac{\xi_2^{\,2p}}{\left(\xi_1^{\,2}+\xi_2^{\,2}\right)^{p-1}}\cos^{2q}2\alpha \end{array} \right\}^{\frac{1}{2}} \tag{5.7}$$

L'intérêt du critère de plasticité proposé par Ferron et al (1994) a été discuté dans plusieurs articles portant sur l'étude de la striction [MES 98] ou sur les simulations en emboutissage [MOR 00]. Ce critère permet, d'une part, d'obtenir un aplatissement de la surface de charge au voisinage de la déformation plane et du cisaillement en introduisant une valeur positive du coefficient *k*, et, d'autre part, de diminuer les variations des contraintes d'écoulement en fonction l'orientation α du chargement, pour une anisotropie définie à partir des valeurs du coefficient d'anisotropie transverse $R(\alpha)$.

Ainsi, en modifiant les valeurs des coefficients k, A, B, m, n, p, q, a, b, on peut obtenir les expressions de différents critères de plasticité proposés antérieurement. Dans le cas des simulations effectuées, on a utilisé quatre critères de plasticité : le critère de Von Mises, le critère de Hill dans le cas de l'anisotropie normale, le critère de Hill dans le cas de l'anisotropie transverse et le critère Ferron dans sa forme générale. Le tableau 5.1 résume les paramètres utilisés pour chacun des critères.

Tab 5.1

Paramètres	Von Mises	Hill Anisotropie normale	Hill Anisotropie transverse	Ferron
k	0	0	0	0,2
A	3	1+ R_{med}	1+ R_{45}	XX
B	9*	9*	9*	3A
a	0	0	X	XXX
b	0	0	X	XXX
m	2*	2*	2	2
n	1*	1*	1	2
p	1*	1*	1	2
q	1*	1*	1	1

- * : valeurs introduites par défaut (n'intervenant pas dans l'expression du critère)
- X : valeurs calculées à partir des valeurs de R_0, R_{90}
- XX : valeur calculée à partir de la valeur de R_{45} (après avoir choisi k et B=3A)
- XXX : valeurs calculées à partir des valeurs de R_0, R_{90} (après avoir choisi m, n, p, q)

Les paramètres seront déterminés dans le chapitre 6.1 à partir des résultats des essais de traction.

5.3 La simulation de l'essai de traction

Les essais de traction ont été simulés afin d'établir le critère qui décrit mieux le comportement du matériau.

L'éprouvette utilisée pour la simulation correspond à celle réelle et elle est décrite par un maillage utilisant des éléments de coque (shell). Cette modélisation 2D permet de diminuer le temps de calcul tout en conservant la qualité des résultats que l'on obtient avec des

éléments solides [MOR02]. On a simulé l'essai de traction dans le cas d'une éprouvette avec une épaisseur de 1,23mm.

La direction de laminage est définie en utilisant l'option *Orientation.

Nous avons simulé la traction de deux manières :

- en effectuant la traction sur un seul élément, afin de valider le sous programme Vumat en comparant les résultats avec la loi de comportement analytique,
- en imposant les conditions aux limites correspondant aux conditions réelles dans lesquelles on a réalisé l'essai : d'un coté l'éprouvette est encastrée, et de l'autre coté elle est soumise à un déplacement dans la direction 1, fig. 5.3. Dans ce cas le maillage de l'éprouvette a été réalisé à l'aide d'éléments de coque S3R ou S4R.

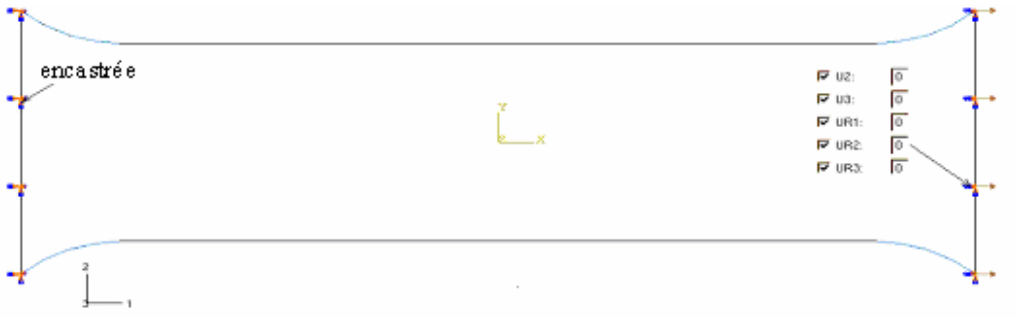


Fig. 5.3

On a simulé la traction pour $\alpha = 0°$, 45° et 90°.

5.4 La simulation de l'essai d'emboutissage

En vue de simuler l'essai d'emboutissage on doit définir premièrement la forme et les dimensions des outils et des éprouvettes.

L'éprouvette et le contre flan sont des éléments déformables. Ils ont été définis comme étant des éléments de coque (shell). Les outils sont des éléments rigides définis par l'option « analytical rigid ». Les outils étant définis comme des éléments rigides et ayant toutes les conditions aux limites, les restrictions et les conditions de masse imposées à des corps rigides sont appliquées en un seul point : le noeud de référence. A tout outil on associe un noeud de référence qui a six degrés de liberté (3 rotations et 3 translations).

On définit le comportement plastique et élastique du matériau et la densité de celui-ci. Dans ce cas-ci le matériau est un acier A5 STAS 10318-80. La densité du matériau est de: $7{,}8 \cdot 10^{-6}$ kg/mm^3.

Le comportement plastique se définit sur la base des résultats obtenus dans l'essai de traction à l'aide des critères Hill et Ferron. Dans ce but on a utilisé le sous programme Vumat, réalisé en Fortran [MOR00], [MOR05].

Pour définir le matériau par un critère de plasticité, on introduit dans le programme les paramètres suivants : fig. 5.4 : E=200000MPa; ν = 0,29; A; B; k; ε_0, N et K. Les paramètres: ε_0 , N et K ont été déterminés par les essais de traction.

Le numéro des variables se définit en utilisant l'option *Depvar, et les paramètres du matériau sont définis à l'aide de l'option *User Material, fig. 5.4.

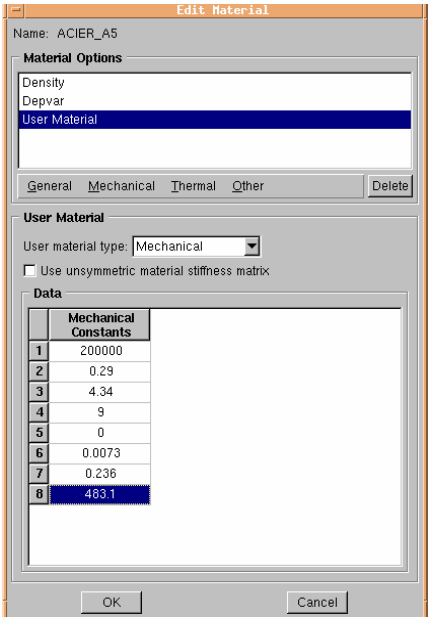


Fig. 5.4

Après on définit les contacts qui se réalisent entre les surfaces. Le contact qui se réalise entre les surfaces pendant le processus d'emboutissage est du type „surface-to-surface" qui utilise le concept „master-slave" pour définir l'interface de contact.

Celui-ci est associé à deux surfaces qui se trouvent en contact de manière que les noeuds d'une surface ne peuvent pénétrer dans l'autre. L'option „surface-to-surface" décrit le contact qui se réalise entre une surface déformable et une surface rigide. La surface rigide est une surface de type „master" et la surface déformable est une surface de type „slave".

Les surfaces déformables, dans ce cas-ci, ont été définies comme étant le flan et le contre flan. Les surfaces rigides sont les surfaces des outils.

En utilisant le menu „Interaction property" on définit des informations qui se réfèrent au type de contact qui se réalise entre les surfaces. Ainsi, on établit un contact avec du frottement de type Coulomb en précisant la valeur du coefficient de frottement.

5.5 La simulation de l'opération d'emboutissage avec un poinçon cylindrique à fond plat

Pour déterminer les courbes limite de formage on a simulé l'emboutissage avec un poinçon cylindrique à fond plat où on utilise un contre flan percé.

Dans le cas de l'emboutissage des tôles, en utilisant un poinçon plat, la rupture de la pièce se produit, d'habitude, dans la zone de raccordement du fond de la pièce avec la portion

cylindrique lorsque l'on n'utilise pas le contre flan. Ce comportement est dû principalement aux forces de frottement qui existent entre le poinçon est le flan.

Le principal avantage de l'emboutissage à l'aide d'un contre flan est constitué par le fait que la rupture se produit dans la zone plane de la pièce, ce qui détermine l'élimination des erreurs qui sont dues à la courbure, fig. 5.5. L'éprouvette a une forme simple rectangulaire.

Pour obtenir différents modes de déformation on utilise des éprouvettes rectangulaires avec des largeurs différentes.

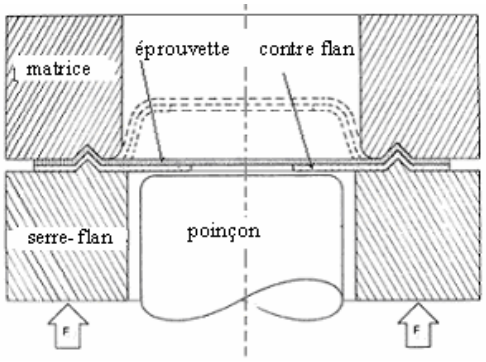


Fig. 5.5

Les données initiales comme la géométrie des outils, la discrétisation des éprouvettes, la description du matériau de l'éprouvette et les conditions aux limites influencent beaucoup les résultats obtenus par la simulation.

La géométrie utilisée pour simuler l'opération d'emboutissage correspond à l'équipement utilisé et elle est présentée dans la figure 5.6.

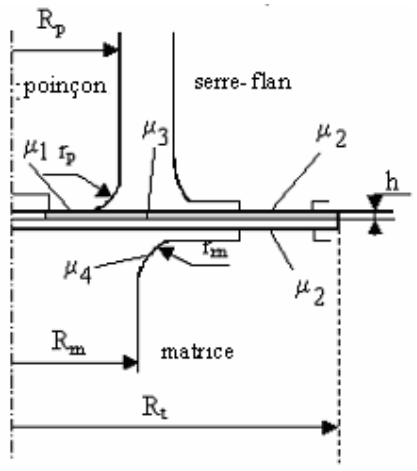


Fig. 5.6

La géométrie adoptée pendant la simulation est définie par les paramètres suivants:

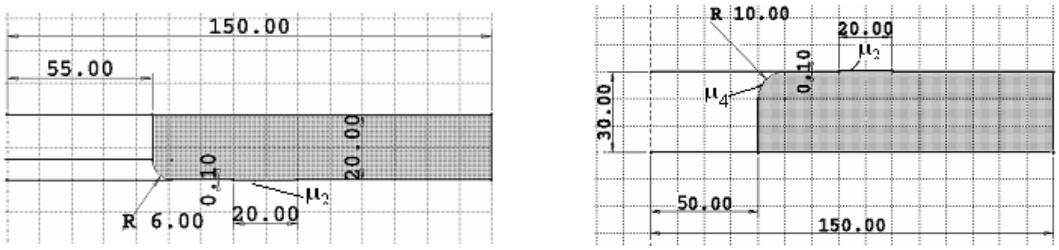
- le rayon du poinçon R_p=37,5mm;
- le rayon intérieur de la matrice, R_m=50mm;
- le rayon de raccordement, r_m=10mm;
- le rayon de raccordement du poinçon, r_p=10mm;
- le rayon de raccordement du serre-flan, r_s=6mm;
- le rayon initial du tole, R_t = 100mm;

On a utilisé deux tôles avec des épaisseurs différentes: h = 0,73; h=1,23mm. L'épaisseur de contre flan est égale à l'épaisseur de l'éprouvette.

Chaque fois, dans le cadre de la simulation, on cherche à simplifier les outils tout en modifiant le moins possible le rôle que ceux-ci ont en réalité. Ainsi, à la réalisation du modèle on a simplifié la géométrie du jonc en utilisant des surfaces planes où la valeur de frottement est très grande. Cette valeur a été choisie à partir d'une étude antérieure, qui montre que le

rapport entre la force tangentielle (force de retenue) et la force normale (force de serrage) est de l'ordre de 1 [COU 03].

Pour simuler au plus près le rôle du jonc, on a utilisé pour le serre-flan et pour la matrice la géométrie présentée dans la figure 5.7 a et respectivement b.



a **b**

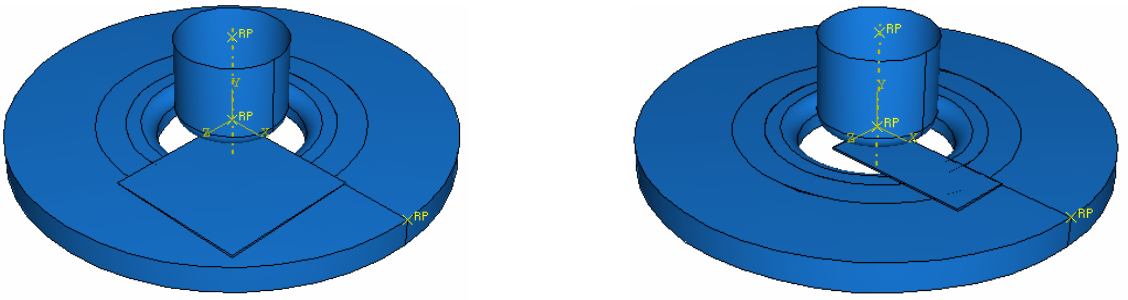
Fig. 5.7

On a donc défini quatre coefficients de frottement, conformément au frottement qui existe entre les surfaces réelles, fig. 5.6:

- le coefficient de frottement contre flan-poinçon en présence de Téflon, μ_1= 0,05;
- le coefficient de frottement éprouvette-matrice et respectivement, contre flan-serre flan μ_2= 1.
- le coefficient de frottement contre flan-éprouvette μ_3= 0,2;

-le coefficient de frottement éprouvette et le rayon de raccordement de la matrice μ_4= 0,15.

Par symétrie, on a modélisé seulement un quart des éprouvettes, fig. 5.8 (a. l=200mm et b. l = 80 mm). Dans le module „Load" on a mis la condition de symétrie au regard de l'axe X et l'axe Z.



a. **b.**

Fig. 5.8

Le processus d'emboutissage est réalisé en deux étapes: dans la première étape on applique le serre-flan avec une force de 200KN, et dans la deuxième étape le poinçon se déplace avec une vitesse de 10mm/min.

Les principales conditions à la limite imposées initialement aux outils sont les suivantes:

- la matrice est fixée et elle reste ainsi tout au long de l'emboutissage
- initialement, le serre-flan a des déplacements et des rotations nulles sur toutes les directions (U1=U2=U3=UR1=UR2=UR3=0), dans la première étape le déplacement qui était nul est remplacé par une force de serrage égale à 200KN, cette force est gardée dans la deuxième étape aussi.
- le poinçon ne présente pas de déplacements ou de rotations dans la première étape (U1=U2=U3=UR1=UR2=UR3=0); dans la deuxième étape le déplacement est imposé sur la direction Y, fig. 5.8, est remplacé par une vitesse.

Le maillage de l'éprouvette influence les résultats par le fait que si les éléments sont très grands les déformations et les contraintes ne sont pas calculées correctement. Le maillage doit être suffisamment fin afin de ne pas influencer les résultats. Le nombre d'éléments doit d'autre part être limité en raison du temps de calcul qui croit fortement avec le nombre des éléments. La discrétisation de l'éprouvette et du contre flan doit être réalisée avec un compromis entre le temps de calcul qui doit être raisonnable, et le nombre des éléments qui doit être suffisant pour donner le plus réellement possible les contraintes et les déformations de la pièce emboutie. Ainsi on utilise une discrétisation progressive, 40 éléments dans les deux directions de longueur et largeur, le rapport entre la longueur et la largeur d'un élément est égale à quatre. Au total, pour les éprouvettes de 200mm de largeur on a 3200 éléments (1600 pour le flan et 1600 pour le contre flan). Le temps de calcul est d'approximativement 26h.

5.6 La simulation de l'emboutissage hémisphérique

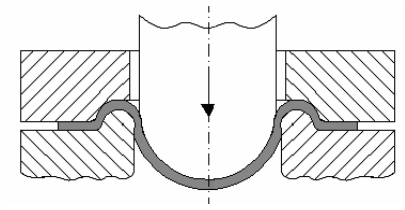


Fig. 5.9

La simulation de l'emboutissage hémisphérique a été réalisée sur des éprouvettes rectangulaires, de différentes dimensions, en utilisant un poinçon hémisphérique, fig. 5.9. En modifiant la largeur de l'éprouvette et les conditions de lubrification on peut obtenir des modes de déformation qui se trouvent entre la traction uniaxiale et l'expansion biaxiale.

La géométrie utilisée pour la simulation correspond au dispositif expérimental et est présentée dans la figure 5.9. Pour simuler l'emboutissage hémisphérique on utilise la même géométrie des outils que dans le cas de l'emboutissage à poinçon cylindrique à fond plat, à l'exception de la forme du poinçon qui est hémisphérique avec un rayon de 37,5mm. Pour cet essai on n'utilise pas le contre flan.

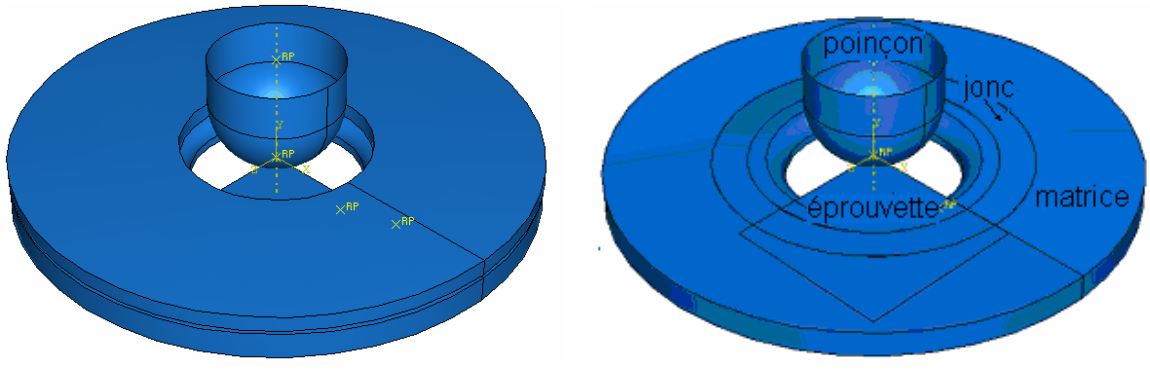


Fig. 5.10

Le matériau a été défini par le critère de plasticité Von Mises puis par le critère de plasticité de Hill avec une anisotropie normale.

La simulation se réalise en deux étapes: dans la première étape on applique la force de serrage de l'éprouvette qui est égale à 200KN (50KN, pour un quart de l'éprouvette) , et dans la deuxième étape on déplace le poinçon avec une vitesse de 10mm/min.

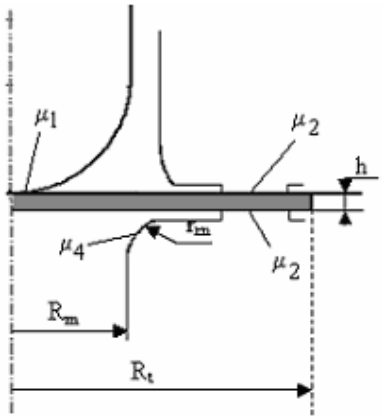


Fig. 5.11

Les interactions entre les différentes surfaces sont définies par les coefficients de frottement, ainsi, Fig. 5.11 :

- le coefficient de frottement éprouvette poinçon, μ_1=0,2 (lorsque l'on n'utilise pas un film de téflon) et μ_1=0,05 (avec un film de téflon)
- le coefficient de frottement éprouvette matrice et respectivement éprouvette serre flan, μ_2=1
- le coefficient de frottement qui se réalise entre l'éprouvette et le rayon de raccordement de la matrice μ_4=0,15

Le maillage des éprouvettes a été choisi en comparant une discrétisation régulière avec une discrétisation progressive avec des éléments rectangulaires avec un certain rapport être la largeur et la longueur d'un élément. La discrétisation progressive est plus fine dans le centre de l'éprouvette, où les gradients de déformations sont les plus grands et où se trouve d'habitude la rupture. Le nombre des éléments utilisés reste le même, 40 en longueur et 40 en largeur, et le temps de calcul reste le même. On a retenu la discrétisation progressive car les éléments qui ont des petites dimensions se trouvent dans le centre de l'éprouvette là où les déformations sont plus grandes et le temps de calcul reste le même.

5.7 La simulation de l'emboutissage d'un godet

La simulation de l'emboutissage d'un godet a été réalisée principalement, pour pouvoir étudier les conséquences de l'anisotropie de la tôle. La géométrie utilisée est présentée dans la figure 5.12 et correspond à l'équipement utilisé. La géométrie adoptée pendant la simulation est définie par les paramètres suivants: -le rayon du poinçon R_p=15 mm; 14,7mm; 14,5mm

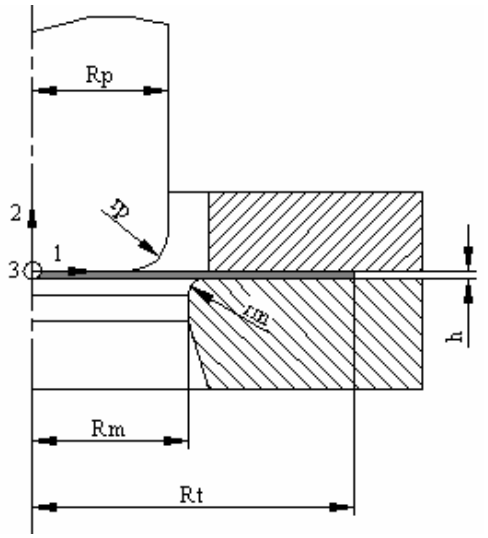
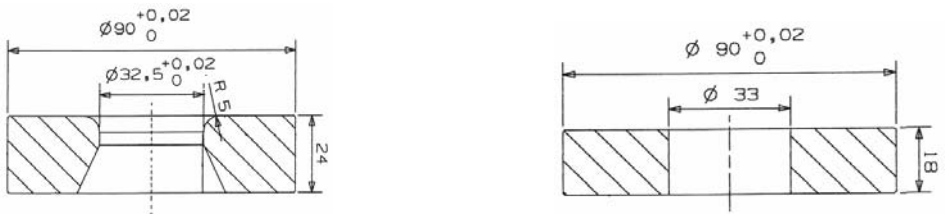


Fig. 5.12

Dans les essais on a utilisé trois poinçons différents correspondant aux trois épaisseurs de la tôle (h = 0,73mm; h=1mm; h=1,23mm.), de façon que le jeu poinçon matrice reste constant.

- le rayon intérieur de la matrice R_m=16,25mm;
- le rayon de raccordement de la matrice, r_m=5mm;
- le rayon de raccordement du poinçon r_p=6mm;
- le rayon initial de la tôle R_t = 33mm;

La forme et les dimensions de la matrice et du serre-flan sont présentées dans la fig. 5.13a, et respectivement fig.5.13 b.



a **b**

Fig. 5.13

Le matériau est décrit à l'aide de la loi de Swift et d'un critère de plasticité par le sous-programme VUMAT. Les critères de plasticité utilisés sont le critère de Hill avec anisotropie transverse et le critère de Ferron. La direction de laminage de la tôle est définie dans Abaqus/Explicit avec l'option *Orientation.

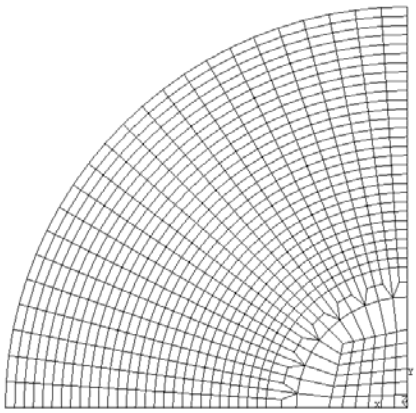


Fig.5.15

Le maillage de l'éprouvette a été réalisé à l'aide des éléments C3D8R d'Abaqus, c'est-à-dire des éléments solides à 8 noeuds, fig. 5.15.

La simulation a été réalisée dans ce cas-ci en deux étapes. Les conditions principales qui s'imposent dans la première étape sont: la matrice et le poinçon doivent être fixés (les déplacements et les rotations sur toutes les directions doivent être nulles), on applique une force de 51daN au serre-flan sur la direction 2 (une force de 12,75daN pour un quart d'éprouvette), les déplacements et les rotations sur les autres directions étant nulles, fig. 5.16

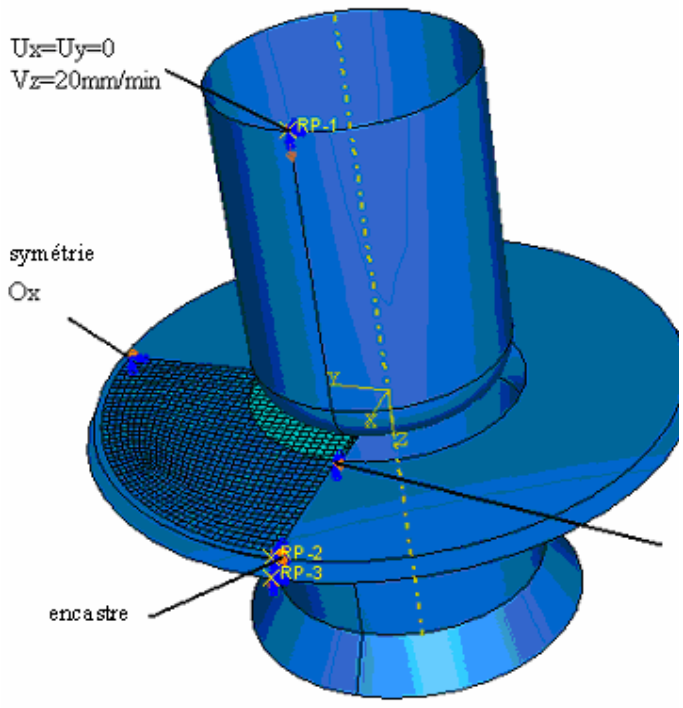


Fig.5.16

Dans la deuxième étape on garde les conditions imposées à la matrice et au serre-flan. Dans cette étape-ci on applique une vitesse de 20mm/min dans le noeud de référence du poinçon. Le temps nécessaire pour déplacer le poinçon est de 3 minutes et correspond au temps d'emboutissage expérimental.

Le contact qui se réalise entre les surfaces est défini comme étant le contact de frottement de type Coulomb pour lequel on a défini les coefficients de frottement.

6. RÉSULTATS EXPÉRIMENTAUX

6.1 Résultats obtenus par l'essai de traction

6.1.1 Bilan des essais effectués

L'essai de traction a été réalisé pour des éprouvettes d'épaisseur 0,73 mm, 1 mm et 1,23 mm qui ont été coupées à l'angle α = 0°, 45° et 90° par rapport à la direction de laminage, fig.6.1.

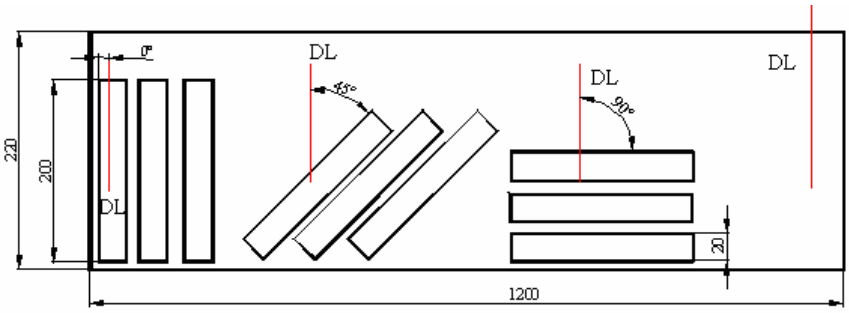


Fig.6.1

Pour déterminer le coefficient d'anisotropie de la tôle à partir de la mesure des déformations superficielles par la méthode de la corrélation d'images certains essais ont été filmés. La synthèse des essais qui ont été effectués est présentée dans le tab. 6.1.

Tab.6.1

No. d'essai	Epaisseur, mm	α, degré	Observations
01	1,23	90	Essai filmé
02	1,23	45	Essai non filmé
03	1,23	0	Essai filmé
04	1,23	45	-//-
05	0,73	0	La machine de traction s'arrête avant rupture de l'éprouvette
06	0,73	45	Essai filmé
07	0,73	90	-//-
08	0,73	0	-//-
09	0,73	0	Essai non filmé
10	0,73	45	-//-
11	0,73	90	-//-
12	1,23	0	-//-
14	1,23	45	-//-
15	1,23	90	La machine de traction s'arrête avant rupture de l'éprouvette
16	1	45	Essai non filmé
17	1	45	La machine de traction s'arrête avant rupture de l'éprouvette
18	1	45	Essai non filmé

19	1	0	-//-
20	1	0	-//-
21	1	0	-//-
22	1	90	-//-
23	1	90	-//-
24	1	90	-//-

Les éprouvettes après l'essai de traction sont présentées dans la fig. 6.2. Le matériau est ductile, toujours avant la rupture apparaît nettement la striction, fig. 6.3.

Les principaux paramètres acquis en cours d'essai sont : l'allongement de l'éprouvette déterminé à l'aide de l'extensomètre, la force de traction et le temps.

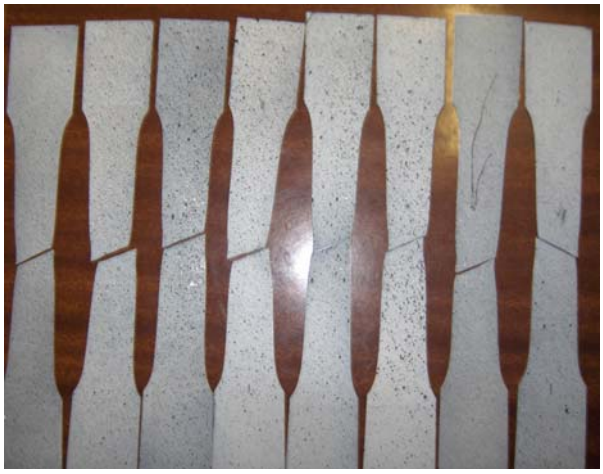


Fig. 6.2

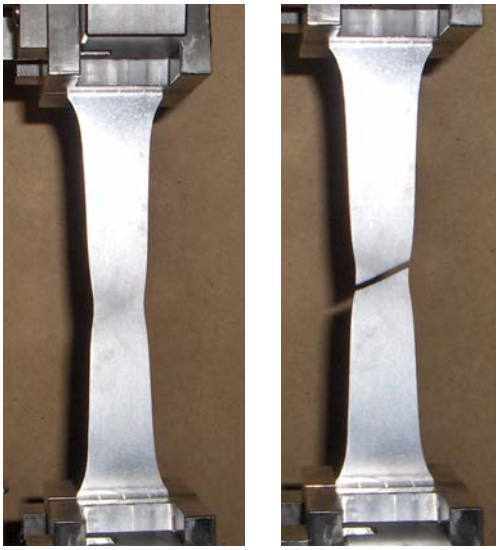


Fig. 6.3

6.1.2 Analyse de l'écrouissage du matériau

Les résultats de cet essai peuvent être analysés par différentes courbes:

- La courbe de déformation nominale ou conventionnelle qu'on trace dans le système de coordonnées ε_{nom}, σ_{nom}, où:

$$\varepsilon_{nom} = \frac{\Delta l}{l_0} = \frac{l - l_0}{l_0} \tag{6.1}$$

$$\sigma_{nom} = \frac{F}{S_0} \tag{6.2}$$

On note :

- Δl représente l'allongement mesuré à l'aide d'extensomètre, fig. 6.4;
- l_0, la longueur initiale de l'éprouvette mesurée à l'aide d'extensomètre (l_0=22mm)
- F, la force de traction, en N;
- S_0, l'aire de la section initiale de l'éprouvette.

La section de l'éprouvette est calculée à l'aide de la relation:

$S_0 = L_0 \cdot h_0$

dans laquelle:

- L_0 est la largeur de l'éprouvette (L = 30 mm);
- h_0, l'épaisseur de l'éprouvette.

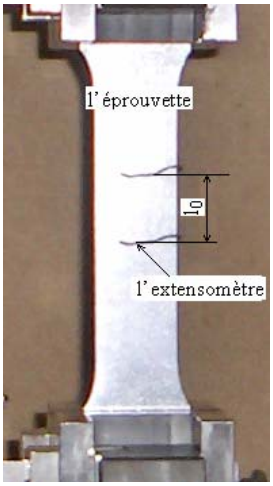


Fig. 6.4

A partir de l'allongement et la force de traction enregistrés pendant l'essai on a calculé ε_{nom} et σ_{nom} à l'aide des relations (6.1) et (6.2) pour les trois épaisseurs de matériau. En utilisant ces données on a représenté le graphique σ_{nom}-ε_{nom}, fig. 6.5, 6.6, 6.7.

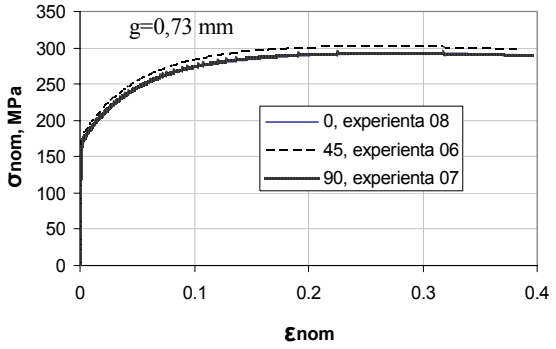


Fig. 6.5

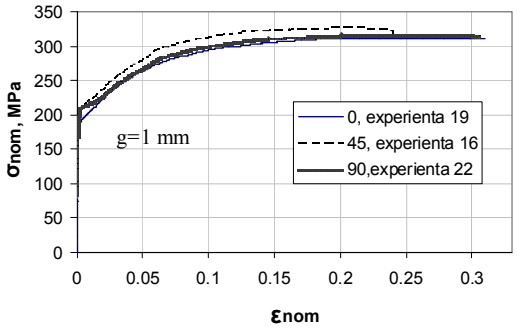


Fig. 6.6

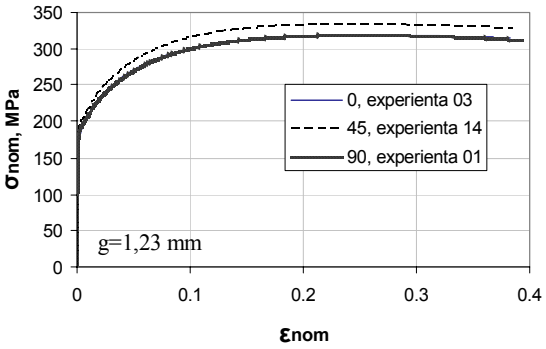


Fig. 6.7

Les courbes de déformation rationnelles ou vraies dans le système d'axes ε_p (déformation plastique logarithmique), σ (contrainte de Cauchy) sont obtenues en prenant en considération le fait que l'aire de la section diminue. Ainsi, on peut écrire successivement les relations:

$$\varepsilon_p = \int_{l_0}^{l_p} \frac{\Delta l}{l_0} = \ln(1 + \varepsilon_{nom\,p}) \qquad (6.3)$$

$$\varepsilon_{nom\ p} = \varepsilon_{nom} - \frac{\sigma_{nom}}{E} = \frac{\Delta l}{l_0} - \frac{F}{S_0 \cdot E} \tag{6.4}$$

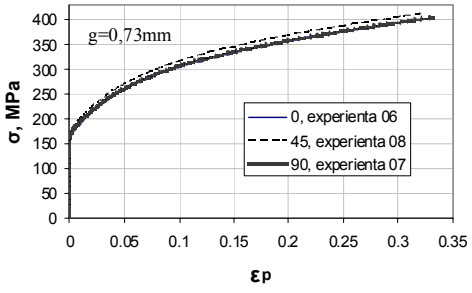


Fig. 6.8

$$\sigma = \frac{F}{S} = \frac{F}{S_0} \cdot \frac{S_0}{S} = \frac{F}{S_0} \cdot \frac{l}{l_0} = \frac{F}{S_0}\left(1 + \frac{\Delta l}{l_0}\right) \tag{6.5}$$

$$\sigma = \sigma_{nom}(1 + \varepsilon_{nom}) \tag{6.6}$$

Dans les relations (6.3) et (6.4) on a remplacé ε_{nom} et σ_{nom}, calculés antérieurement, et on a déterminé ε_p et σ.

Les courbes rationnelles sont présentées dans les figures 6.8, 6.9, 6.10 et sont tracées en utilisant les corrections obtenues par calcul.

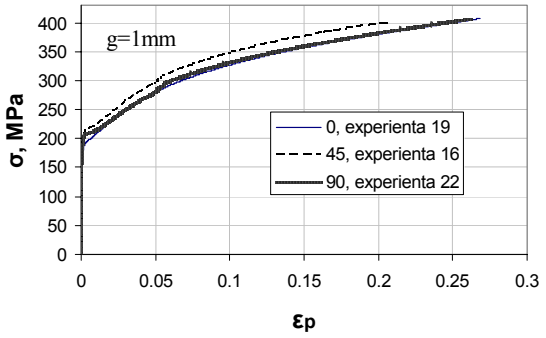


Fig. 6.9

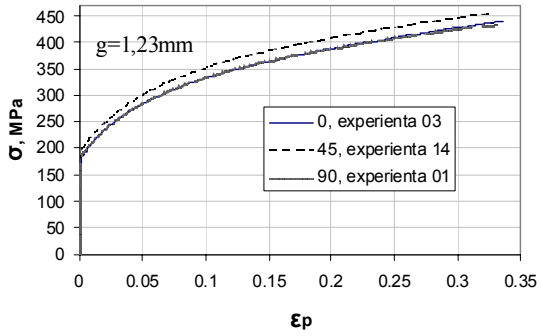


Fig. 6.10

De ces courbes il résulte que dans le cas des éprouvettes coupées à 45° par rapport à la direction de laminage l'effort nécessaire pour la même déformation est le plus grand, quelle que soit l'épaisseur du matériau.

Dans le domaine élastique les relations entre les contraintes et les déformations sont linéaires (exprimées par la loi de Hooke), alors que dans le domaine plastique ces relations sont non linéaires. Pour le domaine plastique, la relation la plus fréquemment utilisée est de type puissance (la relation de Swift):

$$\sigma = k(\varepsilon_0 + \varepsilon)^n \tag{6.7}$$

où: k est une constante de matériau, ou coefficient de résistance, en MPa;

ε_0, la déformation initiale;

n, l'exposant d'écrouissage.

Les constantes du matériau : n, ε_0 et k nécessaires pour définir le comportement du matériau dans le domaine plastique à l'aide de la loi de Swift [BAN92] peuvent être déterminées à partir des résultats de l'essai de traction.

Considérant que:

$$n = \varepsilon_0 + \varepsilon_{p\max} \tag{6.8}$$

où: $\varepsilon_{p\max}$ représente la déformation plastique vraie qui correspond à la force maximum de traction, on obtient:

$$\sigma_{\max} = k \cdot n^n \tag{6.9}$$

où: $\sigma_{\max}$ représente la contrainte vraie qui correspond à la force maximum de traction.

Il résulte:

$$k = \frac{\sigma_{\max}}{n^n} \tag{6.10}$$

Pour un couple quelconque σ^*, ε^* on peut déterminer ε_0 ainsi:

$$\sigma^* = k(\varepsilon_0 + \varepsilon^*)^n \tag{6.11}$$

Il résulte:

$$\varepsilon_0 = \left(\frac{\sigma^*}{k}\right)^{\frac{1}{n}} - \varepsilon^* \tag{6.12}$$

A partir du fichier de données σ, ε_p calculées antérieurement on extrait les valeurs nécessaires pour le calcul des paramètres du matériau : tab.6.2 pour h = 0,73 mm, tab. 6.3 pour h=1 mm et dans le tab. 6.4 pour h = 1,23 mm.

Tab. 6.2

α	nr exp.	ε^*	σ^*	σ^*_{med}	$\varepsilon_{p\max}$	$\varepsilon_{p\max,med}$	$\sigma_{\max}$	$\sigma_{\max,med}$
0°	08	0,0020067	170,2809		0,2515		376,52585	
	09	0,002029451	168,6355	169,45825	0,2503	0,2509	375,0455	375,785
45°	06	0,002092167	179,6051		0,2309		379,8102	
	10	0,002110216	179,4869	179,546047	0,2316	0,2312	382,0794	380,944
90°	07	0,002073876	173,2848		0,2309		368,7183	
	11	0,002019597	173,6352	173,460084	0,2309	0,2309	368,2034	368,460

ε_p

Tab. 6.3

α	nr exp,	ε^*	σ^*	σ^*_{med}	$\varepsilon_{p\max}$	$\varepsilon_{p\max,med}$	$\sigma_{\max}$	$\sigma_{\max,med}$
0°	19	0,002018076	188,0460	188,3293	0,2332	0,2341	393,7934	391,688
	20	0,002013596	188,4131		0,2338		392,0482	
	21	0,002005242	188,5289		0,2354		389,2244	
45°	16	0,002031904	205,7651	209,3883	0,1849	0,2102	392,5369	390,880
	18	0,00200449	213,0115		0,2125		411,9901	
90°	22	0,002038427	202,6408	207,4335	0,2165	0,2244	391,9621	393,467 54
	23	0,00200229	200,7594		0,22469		386,2060	
	24	0,002031557	218,9003		0,2234		402,2345	

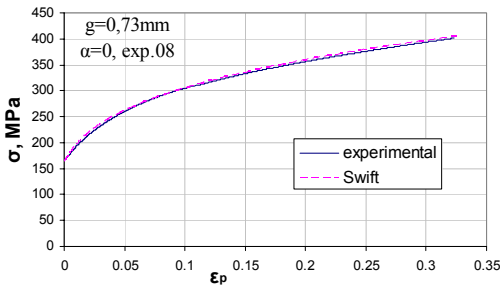
Tab. 6.4

α	nr exp.	ε^*	σ^*	σ^*_{med}	$\varepsilon_{p\,max}$	$\varepsilon_{p\,max,med}$	σ_{max}	$\sigma_{max,med}$
0°	03	0,002059847	182,9917	183,5214	0,2329	0,22971	402,1971	399,616
	12	0,002067134	184,0512		0,2265		397,0358	
45°	14	0,002034133	196,0065	185,4523	0,2121	0,2121	412,4617	390,252
90°	01	0,002038652	188,4391	178,2923	0,2222	0,2223	397,5353	376,129

On a choisi $\varepsilon^* \approx 0{,}2\%$ et σ^* la contrainte correspondante. En remplaçant les déformations et les contraintes dans les relations (6.9), (6.10) et (6.12) on obtient les paramètres du matériau, tab. 6.5.

Tab.6.5

α	nr exp.	n	k	ε_0
g =0,73mm				
0°	08	0,251586655	532,811757	0,008729922
	09	0,250340695	530,464122	0,008247924
45°	06	0,230944499	532,796232	0,00692707
	10	0,231646884	536,154084	0,00676863
90°	07	0,230950071	517,237784	0,006707922
	11	0,230989221	516,524969	0,006899538
g =1 mm				
0°	16	0,233270191	553,003819	0,007793839
	17	0,23381583	550,689474	0,008168853
	18	0,235493091	547,135554	0,008836902
45°	19	0,184946256	536,336935	0,003595935
	21	0,21252703	572,571202	0,007532857
90°	22	0,216565214	545,92434	0,008255526
	23	0,2246911	540,146922	0,010215487
	24	0,223432086	562,213281	0,012642035
g = 1,23mm				
0°	03	0,232996696	564,734562	0,00587403
	12	0,226508721	555,787351	0,00553629
45°	14	0,212119128	573,098156	0,00432382
90°	01	0,222269052	555,321276	0,005692876



a

Pour vérifier l'exactitude de la détermination des coefficients du matériau les courbes rationnelles, obtenues expérimentalement sont comparées avec celles obtenues à l'aide de l'équation de Swift, fig. 6.11 a, b, c pour h =0,73 fig. 6.11 d, e, f pour h = 1mm et fig. 6.11 g, h, i pour h=1,23 mm.

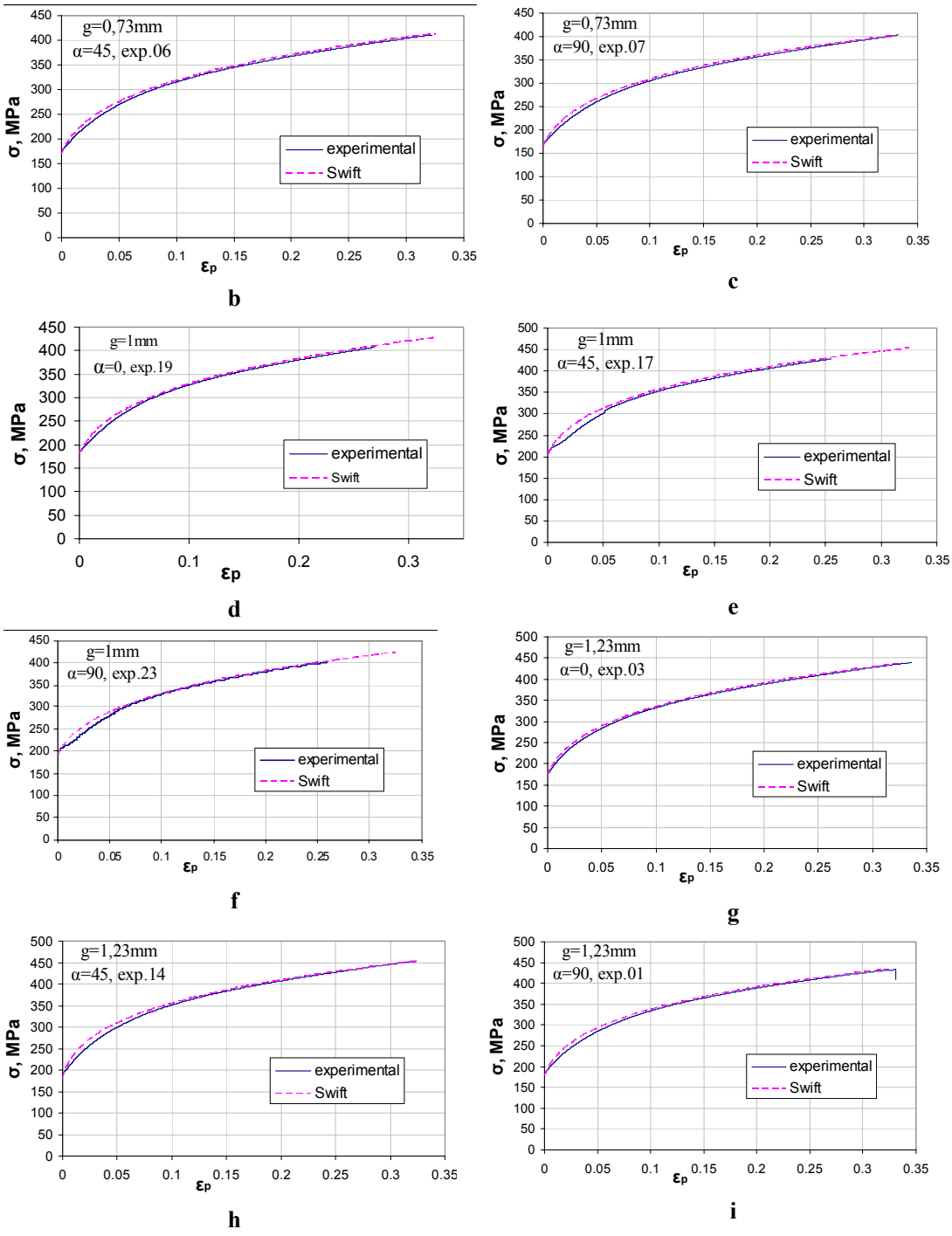

g=0,73mm
α=45, exp.06
experimental
Swift
σ, MPa
εp
b
g=0,73mm
α=90, exp.07
c
g=1mm
α=0, exp.19
d
g=1mm
α=45, exp.17
e
g=1mm
α=90, exp.23
f
g=1,23mm
α=0, exp.03
g
g=1,23mm
α=45, exp.14
h
g=1,23mm
α=90, exp.01
i

Fig. 6.11

6.1.3 Modélisation de l'écrouissage du matériau

6.1.3.1 Modélisation avec l'hypothèse d'isotropie transverse

Dans ce cas on a calculé la moyenne des coefficients pour chaque angle et respectivement épaisseur du matériau, tab. 6.6. À la simulation de l'emboutissage on introduira, pour chaque épaisseur du matériau, les coefficients déterminés avec les relations suivantes:

$$n_{med} = \frac{n_{à°} + 2 \cdot n_{45°} + n_{90°}}{4}$$
$$k_{med} = \frac{k_{à°} + 2 \cdot k_{45°} + k_{90°}}{4} \qquad (6.13)$$
$$\varepsilon_{0\,med} = \frac{\varepsilon_{0\,à°} + 2 \cdot \varepsilon_{0\,45°} + \varepsilon_{0\,90°}}{4}$$

Tab.6.6

α 0,73mm	n	k	ε_0	n_{med}	k_{med}	$\varepsilon_{0\ med}$
0°	0,25106308	531,63794	0,008506298	0,236	529,4	0,0073
45°	0,2314005	534,475158	0,006865102			
90°	0,23107109	516,881376	0,006820305			
1mm						
0°	0,23419304	550,276282	0,008266532	0,213	543,1	0,0065
45°	0,19873664	536,336935	0,003595935			
90°	0,2215628	549,428181	0,010371016			
1,23						
0°	0,22982057	560,260957	0,00571523	0,219	535	0,0050
45°	0,21219168	542,260681	0,004333627			
90°	0,22233758	525,437498	0,00570327			

En conclusion, l'équation de Swift obtenue pour les trois épaisseurs de matériau a les expressions suivantes: $\sigma = 529{,}4(0{,}0073 + \varepsilon)^{0.236}$ pour h= 0,73mm, $\sigma = 543{,}1(0{,}0065 + \varepsilon)^{0{,}213}$ pour h=1mm et $\sigma = 535(0{,}005 + \varepsilon)^{0{,}219}$ pour h=1,23mm.

6.1.3.2 Modélisation avec l'hypothèse d'anisotropie transverse

Dans ce cas les modèles de comportement plastique prévoient que les contraintes de traction et le coefficient d'anisotropie dépendent tous deux de l'angle α. Ces évolutions sont reliées entre elles par le choix de la surface de plasticité. Il résulte que le coefficient de résistance k varie avec l'angle α, et que cette variation est reliée à la variation du coefficient de Lankford R(α). Nous montrerons au sous chapitre 6.1.6 les prévisions obtenues avec le critère de Hill quadratique et avec le critère de Ferron, lorsque les paramètres des surfaces de plasticité sont identifiés à partir de l'évolution du coefficient d'anisotropie R(α).

6.1.4 Analyse de l'anisotropie de déformation du matériau

En partant des images filmées, on a calculé les déformations sur les directions principales pour déterminer le coefficient d'anisotropie du matériau dans le cas des éprouvettes d'épaisseur 0,73 mm et respectivement 1,23 mm.

Le coefficient d'anisotropie, R, a été déterminé à l'aide de la relation:

$$R = \frac{\varepsilon_2}{\varepsilon_3} \tag{6.14}$$

où:

$$\varepsilon_3 = -(\varepsilon_1 + \varepsilon_2); \tag{6.15}$$

ε_1, ε_2 et ε_3 sont les déformations sur les directions principales déterminées pour le même niveau de déformation de l'éprouvette.

On a calculé les déformations principales pour différents niveaux de déformation de l'éprouvette, et on a déterminé le coefficient d'anisotropie du matériau pour ces différents niveaux de déformation.

Dans le tab. 6.7 on présente les résultats obtenus pour les éprouvettes d'épaisseur 0,73 mm, et dans le tab.6.8 pour les éprouvettes d'épaisseur 1,23 mm.

Tab.6.7

Nr. image	ε_1	ε_2	ε_3	R
Exp. 08				R_0
20	0,0661	-0,0414-	-0,0246	1,68699187
50	0,147	-0,0921	-0,0549	1,67759563
82	0,249	-0,153	-0,096	1,59375
Exp. 06				R_{45}
40	0,128	-0,0658	-0,0622	1,05787781
Exp. 07				R_{90}
40	0,125	-0,0825	-0,0425	1,94117647
80	0,257	-0,17-17	-0,087	1,95402299

Tab.6.8

Nr. Image	ε_1	ε_2	ε_3	R
Exp. 03				R_0
20	0,0457	-0,0296	-0,0161	1,8385093
50	0,126	-0,0803	-0,0457	1,7571116
Exp. 02				R_{45}
20	0,0574	-0,033	-0,0244	1,35245902
Exp. 01				R_{90}
40	0,0282	-0,0178	-0,0104	1,71153846
60	0,0364	-0,0235	-0,0129	1,82170543
80	0,0445	-0,0291	-0,0154	1,88961039
100	0,053	-0,0347	-0,0183	1,89617486
120	0,0612	-0,0403	-0,0209	1,92822967
140	0,0696	-0,046	-0,0236	1,94915254
160	0,0853	-0,057	-0,0283	2,01413428
180	0,112	-0,0755	-0,0365	2,06849315
230	0,189	-0,127	-0,062	2,0483871
260	0,25	-0,167	-0,083	2,01204819

Le coefficient d'anisotropie plastique R caractérise en réalité la déformation plastique du matériau. Les déformations élasto-plastiques ε_1 et ε_2 déterminées avec le logiciel Icasoft ont donc été utilisées pour déterminer les composantes plastiques en tenant compte des valeurs de σ déterminées expérimentalement. Ainsi, en sachant que:

$$\varepsilon_1 = \varepsilon_{1p} + \frac{\sigma}{E} \tag{6.16}$$

$$\varepsilon_2 = \varepsilon_{2p} - \frac{\nu}{E}\sigma \tag{6.17}$$

On calcule les composantes plastiques :

$$\varepsilon_{1p} = \varepsilon_1 - \frac{\sigma}{E} \tag{6.18}$$

$$\varepsilon_{2p} = \varepsilon_2 + \frac{\nu}{E}\sigma \tag{6.19}$$

où: ε_1, ε_2 sont les valeurs des déformations déterminées par analyse d'images;

σ, la contrainte qui correspond à la déformation expérimentale, en MPa;

E, le module d'élasticité (E = 200 000 MPa);

ν, le coefficient de Poisson (ν=0,3).

Avec les relations (6.17) et (6.18) on a déterminé les déformations plastiques et après on recalcule aussi le coefficient d'anisotropie. Les résultats des calculs sont présentés dans le tab. 6.9 pour h = 0,73 mm et dans le tab.6.10 pour h = 1, 23 mm.

Tab. 6.9

Nr. image	σ	ε_1	ε_2	ε_3	R	
experience 08					R_0	R_0
20	253,226	0,0648	-0,0411	-0,0237	1,74	**1,70**
50	303,584	0,1454	-0,0916	-0,0532	1,70	
82	342,621	0,2472	-0,1525	-0,0947	1,61	
experience 06					R_{45}	R_{45}
40	304,393	0,1264	-0,6535	-0,0611	1,07	**1,07**
experience 07					R_{90}	R_{90}
40	292,968	0,1235	-0,0820	-0,0414	1,98	**1,98**
80	345,259	0,2569	-0,1694	-0,0857	1,98	

Tab. 6.10

Nr. image	σ	ε_1	ε_2	ε_3	R	R_{med}
experience 03					R_0	**R_0**
20	263,048	0,0443	-0,0291	-0,0151	1,93	**1,93**
50	331,435	0,1243	-0,0798	-0,0445	1,79	
experience 02					R_{45}	**R_{45}**
20	292,378	0,0559	-0,0325	-0,0233	1,39	**1,39**
experience 01					R_{90}	**R_{90}**
40	238,832	0,0270	-0,0174	-0,0095	1,83	**1,98**
60	250,475	0,0351	-0,0231	-0,0120	1,93	
80	261,892	0,0431	-0,0287	-0,0144	1,98	
100	262,243	0,0516	-0,0343	-0,0173	1,98	
120	281,634	0,0597	-0,0398	-0,0199	2,00	
140	290,269	0,0681	-0,0455	-0,0225	2,02	
160	304,511	0,0837	-0,0565	-0,0272	2,08	
180	323,910	0,1103	-0,0750	-0,0353	2,12	
230	359,133	0,1872	-0,1264	-0,0607	2,08	
260	386,140	0,2480	-0,1664	-0,0816	2,04	

Les valeurs ainsi obtenues (Tab. 6.9 et 6.10) sont légèrement plus fortes que celles qui avaient été calculées avec les déformations totales (Tab. 6.7 et 6.8). Pour la simulation de l'emboutissage on a choisi le coefficient d'anisotropie mesuré à une déformation $\varepsilon_1 \approx 12\%$, pour les éprouvettes d'épaisseur 0,73 mm et $\varepsilon_1 \approx 5\%$ pour h = 1,23mm.

Puisque l'essai de traction dans le cas des éprouvettes d'épaisseur de 1 mm n'a été pas filmé, pour déterminer le coefficient d'anisotropie du matériau on a calculé les déformations ε_1 et ε_2 à l'aide des relations:

$$\varepsilon_1 = \ln\left(1 + \frac{\Delta l_0}{l_0}\right) \tag{6.20}$$

$$\varepsilon_2 = \ln\left(1 + \frac{\Delta L}{L}\right) \tag{6.21}$$

où l_0 représente la longueur de l'éprouvette sur laquelle opère l'extensomètre, en mm;

L, la largeur de l'éprouvette, en mm.

Les coefficients d'anisotropie obtenus pour h = 1mm sont présentés dans le tab. 6.11.

Tab. 6.11

Nr. exp.	16	18	19	20	21	22	23	24
α	45º		0º			90º		
R	1,0424	0,9941	1,6793	1,6570	1,6683	1,9553	1,8335	1,7721
R_{med}	**1,0183**		**1,6682**			**1,8536**		

6.1.5 Modélisation de l'anisotropie de déformation du matériau

6.1.5.1 Modélisation avec l'hypothèse d'isotropie transverse

Pour chaque épaisseur de matériau on a utilisé dans ce cas un seul coefficient d'anisotropie déterminé à l'aide de la relation:

$$R_{med} = \frac{R_{à^\circ} + 2 \cdot R_{45^\circ} + R_{90^\circ}}{4} \tag{6.22}$$

Pour h = 0,73 mm, R_{med} = 1,46 ; pour h = 1,23 mm, R_{med} = 1,67, pour h = 1 mm R_{med} = 1,39.

6.1.5.2 Modélisation avec l'hypothèse d'anisotropie transverse

Dans ce cas on utilise les valeurs données dans les tab. 6.9, 6.10 et 6.11. La variation du coefficient d'anisotropie par rapport à l'angle α est présentée dans la fig. 6.12 pour h = 0,73 mm, 1mm et 1,23mm.

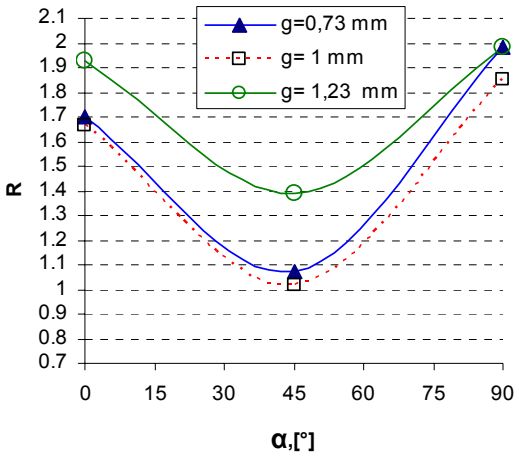


Fig. 6.12

6.1.6 Relation entre anisotropie en contrainte et anisotropie en déformation

Les figures 6.8, 6.9 et 6.10 ont permis de mettre en évidence l'anisotropie des contraintes d'écoulement en fonction de l'orientation dans le plan de la tôle (angle α). De façon similaire la figure 6.12 montre l'anisotropie de la déformation plastique en fonction de l'angle α. Dans les modèles, ces évolutions sont liées par l'influence de l'orientation de la sollicitation sur la surface de plasticité, et par la loi de normalité qui prévoit que l'incrément de déformation plastique est normal à la surface de plasticité (voir sous chapitre 1.1.5.2).

Les paramètres obtenus pour chaque critère à partir des valeurs du coefficient d'anisotropie sont présentés dans le tableau suivant:

Tab. 6.12

Critère	L'épaisseur de tôle	Coefficients								
		A	*B*	*k*	*m*	*n*	*p*	*q*	*a*	*b*
Von Mises		3	9	0	2	1	1	1	0	0
Hill avec anisotropie normale	0,73	3,91	9	0	2	1	1	1	0	0
	1	3,779	9	0	2	1	1	1	0	0
	1,23	4,345	9	0	2	1	1	1	0	0
Hill avec anisotropie transverse	0,73	3,14	9	0	2	1	1	1	-0,0761	1,519
	1	3,04	9	0	2	1	1	1	-0,0511	1,471
	1,23	3,78	9	0	2	1	1	1	-0,0128	1,129
Ferron	0,73	3,125	9.375	0,07	2	2	2	1	-0,0466	0,7734
	1	3,036	9,108	0,07	2	2	2	1	-0,0312	0,7647
	1,23	3,587	10,76	0,16	2	2	2	1	-0,0079	0,5175

Si on réalise un graphique avec les surfaces de plasticité pour chaque critère utilisé et prenant en considération les coefficients calculés on obtient la figure suivante, pour h=1,23 mm:

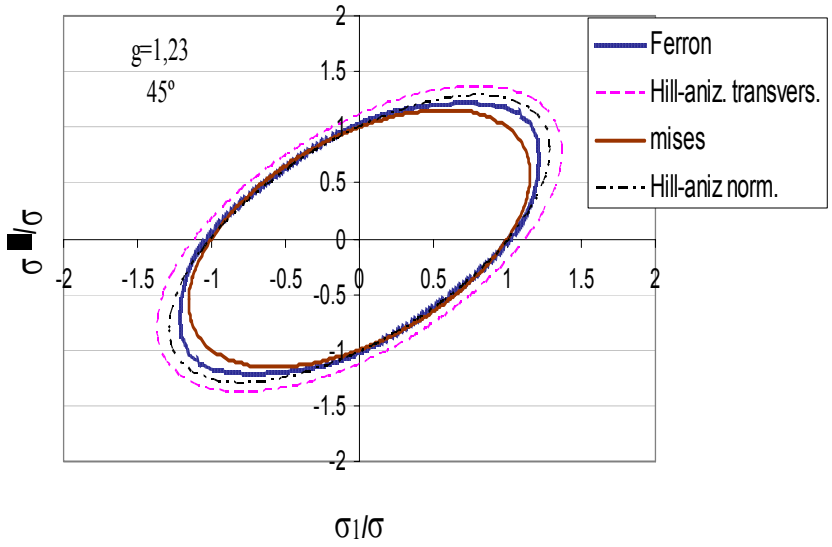


Fig. 6.13

Les évolutions normalisées des contraintes obtenues expérimentalement en traction uniaxiale pour une déformation égale à 0.05, 0.15 et 0.30, tab.6.13, en fonction de l'angle α ont été comparées avec celles obtenues à l'aide des critères de plasticité de Hill dans le cas de l'anisotropie transverse et de Ferron. Ces évolutions sont également représentées dans les graphes de la fig. 6.14.

Tab.6.13

α [rad]	$\frac{\sigma}{\sigma_0}$				
	h=0,73mm				
	experimental pour ε =			Hill anis, transv	Ferron
	0,05	0,15	0,3		
0	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0
0,785	1,035	1,037	1,028	1,146	1,052
1,57	1,0004	1,004	0,999	1,010	1,027
	h=1mm				
0	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0
0,785	1,084	1,080	1,071	1,178	1,093
1,57	1,018	1,019	1,014	1,018	1,012
	h=1,23mm				
0	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0
0,785	1,054	1,053	1,044	1,114	1,030
1,57	1,002	1,002	0,997	1,004	1,001

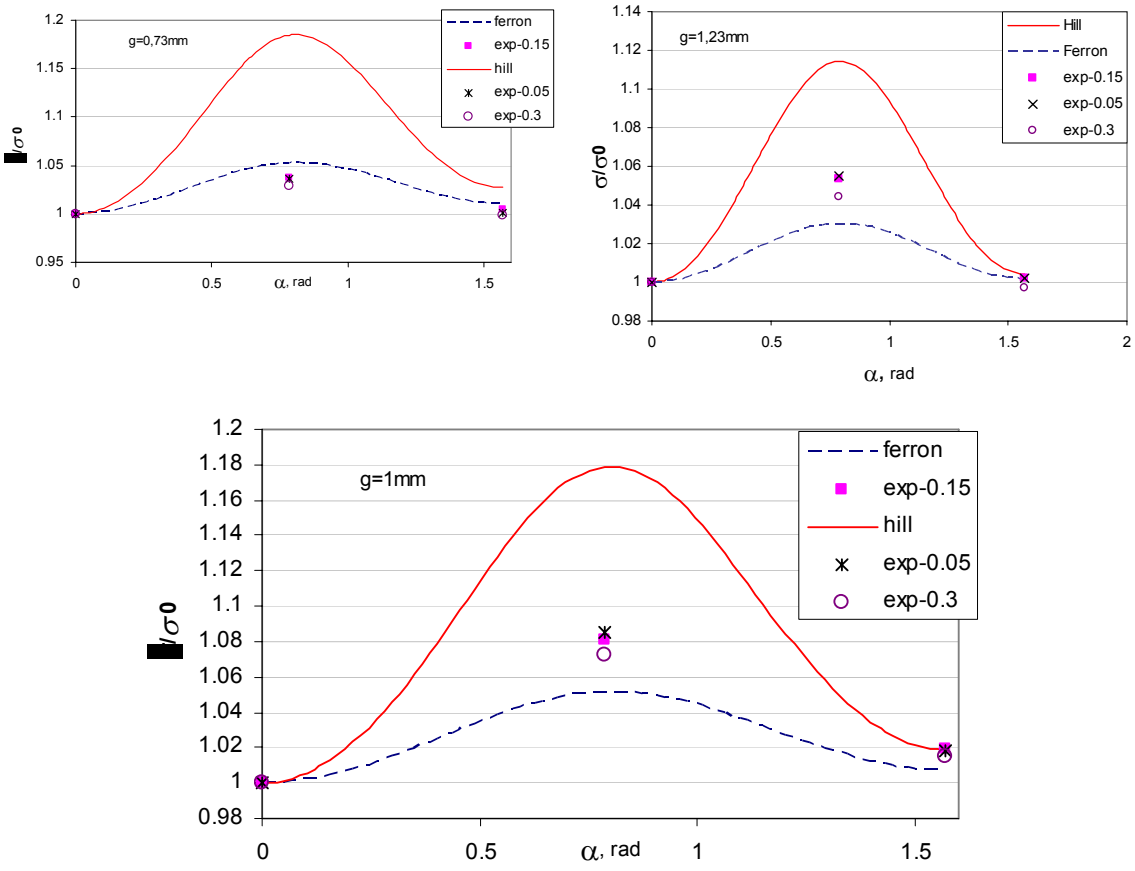


Fig. 6.14

On observe que le critère de Hill prévoit des variations de la contrainte de traction plus fortes que celles qui sont obtenues expérimentalement. Le critère de Ferron permet dans ce cas de s'approcher davantage des résultats expérimentaux. Ce résultat est lié au choix des exposants n et p dans le critère de Ferron (n=p=1 pour le critère de Hill ; n=p=2 choisis dans le critère de Ferron) [FER 94].

6.2 Résultats obtenus dans l'essai d'emboutissage à poinçon cylindrique à fond plat

6.2.1 Bilan des essais effectués

Une synthèse de ces essais est présentée sous forme de tableaux.

Pour l'épaisseur des éprouvettes de *0,73 mm*:

- dans le tableau 6.14 on présente le temps, la force maximum d'emboutissage, la profondeur d'emboutissage à striction et à rupture mesurée pour chaque largeur de l'éprouvette;
- dans le tableau 6.15 on présente les déformations principales ε_1, ε_2 déterminées pour chaque expérience dont on a pu utiliser les images à l'aide du programme Icasoft.

Tab. 6.14

No. d'essai	Largeur [mm]	Temps [min]		Force maximum [KN]		Hauteur d'emboutissage à striction [mm]		Hauteur d'emboutissage à rupture [mm]	
		mesurer	moyenne	mesurer	moyenne	mesurer	moyenne	mesurer	moyenne
5	80	2,75	2,665	32,5	33,275	30,74	30,72	32,1	31,55
19		2,58		34,05		30,70		31	
9	100	2,66	2,705	51,5	51,45	23,97	23,925	29,86	30,055
20		2,75		51,4		23,88		30,25	
12	120	2,65	2,665	62,4	61,525	25,30	25,605	29,39	29,51
15		2,68		60,65		25,91		29,63	
16	140	2,66	2,78	77,2	80,15	26,62	28,46	29,48	30,645
17		2,9		83,1		30,30		31,81	
25	150	2,73	2,765	85,5	86,3	27,91	28,085	30,31	30,605
26		2,80		87,1		28,26		30,9	
22	160	2,73	2,79	84,8	85,45	27,88	28,485	30	30,685
23		2,85		86,1		29,09		31,37	
27	170	2,85	2,85	84,5	84,5	28,53	28,53	31,1	31,1
1	200	2,83	2,803	93,4	88,03	29,5	29,7	32,8	31,966
4		2,83		89		29,7		31,9	
52		2,75		81,7		29,9		31,2	

Tab.6.15

No. d'essai	Largeur [mm]	ε_1		ε_2		$\varepsilon_3 = -(\varepsilon_1+\varepsilon_2)$	
		calculé	moyenne	calculé	moyenne	calculé	moyenne
19	80	61,2	61,2	-25,3	-25,3	-35,9	-35,9
9	100	45,7	47,15	-10,2	-11,6	-35,5	-35,55
20	100	48,6		-13		-35,6	
12	120	39,8	40,5	-6,2	-6,25	-33,6	-34,25
15	120	41,2		-6,3		-34,9	
16	140	37,9	36,75	0,2	1,75	-38,1	-38,5
17	140	35,6		3,3		-38,9	
25	150	35,4	36	5,5	6,1	-40,9	-42,1
26	150	36,6		6,7		-43,3	
23	160	36,7	36,65	13,4	13,25	-50,1	-49,9
22	160	36,6		13,1		-49,7	
27	170	36,3	36,3	23,1	23,1	-59,4	-59,4
1	200	40,9	40,9	32,6	32,6	-73,5	-73,5

Les photos des éprouvettes après essai, pour les différentes largeurs d'éprouvette, sont présentées dans la fig. 6.15. L'épaisseur de contre flan était de 0, 73 mm, pour tous les essais.



Fig. 6.15

Pour l'épaisseur des éprouvettes de *1mm*:

- dans le tableau 6.16 on présente le temps, la force maximum d'emboutissage, la profondeur d'emboutissage à la striction et à rupture mesurées pour chaque largeur de l'éprouvette;
- dans le tableau 6.17 on présente les déformations principales ε_1, ε_2 déterminées pour chaque expérience dont on a pu utiliser les images à l'aide du programme Icasoft.

Tab.6.16

No. l'essai	Largeur [mm]	Temps [min]		La force maximum [KN]		Hauteur d'emboutissage à striction [mm]		Hauteur d'emboutissage à la rupture [mm]	
		mesurer	moyenne	mesurer	moyenne	mesurer	moyenne	mesurer	moyenne
clf2-1	80	3,35	3,35	51,33	51,33	35,17	35,17	35,58	35,58
clf3-1	160	3,28	3,55	113,44	127,03	32,34	33,22	34,23	36,10
clf4-1	160	3,81		140,61		34,09		37,96	
clf5-1	200	3,55	3,65	119,50	130,32	32,42	32,78	39,58	38,66
clf8-1	200	3,75		141,14		33,14		37,74	
clf6-1	100	2,83	3,07	59,50	60,87	36,80	34,96	37,02	35,75
clf7-1	100	3,30		62,24		33,11		34,48	
clf9-1	150	3,55	3,35	138,22	121,36	33,79	33.09	36,70	34,92
clf10-1	150	3,15		104,50		32,39		33,14	
clf11-1	140	3,38	3.52	110,51	111,13	34,33	35.65	35,47	36,81
clf14-1	140	3,66		111,75		36,96		38,15	
clf12-1	120	3,08	3,10	92,85	93,64	31,48	31,27	32,34	35,53
clf13-1	120	3,11		94,43		31,05		32,71	
clf15-1	110	3,11	3,11	88,23	88	31,44	31,66	32,69	32,91
clf16-1	110	3,11		87,77		31,88		33,13	
clf17-1	180	3,86	3.85	118,91	119,36	33,64	31,93	40,30	37,22
clf18-1	180	3,83		119,80		30,22		34,13	

Tab.6.17

No. l'essai	Largeur [mm]	ε_1		ε_2		$\varepsilon_3 = -(\varepsilon_1+\varepsilon_2)$	
		calcule	moyenne	calcule	moyenne	calcule	moyenne
clf2-1	80	65,8	65,8	-26,5	-26,5	-39,3	-39,3
clf6-1	100	47,3	47,15	-12,8	-12.4	-34,50	-34,75
clf7-1		47		-12		-35,00	
clf12-1	120	44,8	43,55	-5,2	-4,75	-39,60	-38,8
clf13-1		42,3		-4,3		-38,00	
clf11-1	140	40	38,30	2,17	2,335	-42,17	4-0,64
clf14-1		36,6		2,5		-39,10	
clf9-1	150	38,6	39,45	7,8	6,8	-46,40	-46,25
clf10-1		40,3		5,8		-46,10	
clf4-1	160	38,9	38,9	10	10	-48,90	-48,90
clf18-1	180	32,8	32,8	19,5	19,5	-52,30	-52,30
clf8-1	200	35,9	35,9	26,9	26,9	-62,80	-62,8

L'épaisseur de contre flan était de 0,73 mm et le trou central de diamètre 21 mm.

Pour l'épaisseur des éprouvettes de *1,23 mm*:

- dans le tableau 6.19 on présente le temps, la force maximum d'emboutissage, la profondeur d'emboutissage à striction et à rupture mesurées pour chaque largeur de l'éprouvette;
- dans le tableau 6.20 on présente les déformations principales ε_1, ε_2 déterminées pour chaque expérience dont on a pu utiliser les images à l'aide du programme Icasoft.



Fig. 6.16

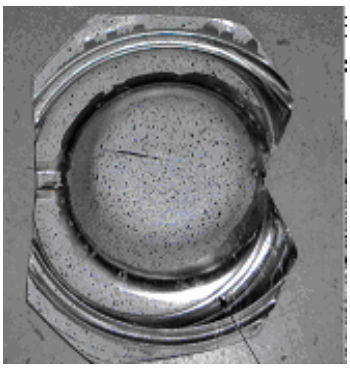


Fig. 6.17

Tab. 6.19

No. l'essai	Largeur [mm]	Temps [min]		La force maximum [KN]		Hauteur d'emboutissage à striction [mm]		Hauteur d'emboutissage à la rupture [mm]	
		mesurer	moyenne	mesurer	moyen	mesurer	moyen	mesurer	moyen
28	80	2,91	2,86	62,65	62,325	32,29	31	32,77	31,435
30		2,81		62		29,72		30,1	
32	100	2,7	2,94	88,35	93,655	24,16	26,5	30,66	32,08
33		2,98		98,96		27,94		33,5	
34	120	2,95	2,975	125,12	126,36	31,61	31,855	33,54	33,82
35		3,0		127,6		32,10		34,10	
36	140	3,0	3,25	125,67	131,935	32,42	35,305	34,8	36,85
37		3,5		138,2		38,19		38,90	
42	150	3,83	3,705	117	124	30,35	31,925	42	40,85
43		3,58		131		33,5		39,7	
38	160	3,96	3,745	161,90	154,45	40,28	38,04	43,34	41,37
39		3,53		147		35,8		39,4	
44	170	3,61	3,545	141	138,3	35,7	35,2	39,8	39
45		3,48		135,6		34,7		38,2	
40	200	3,61	3,52	135,8	135,5	34,4	34,25	39,8	38,9
41		3,43		135,8		34,1		38	

Tab. 6.20

No. l'essai	Largeur [mm]	ε_1		ε_2		$\varepsilon_3 = -(\varepsilon_1+\varepsilon_2)$	
		calcule	moyenne	calcule	moyenne	calcule	moyenne
28	80	58,4	58,4	-25	-25	-33,4	-33,4
32	100	45,8	46,55	-14,7	-14,5	-31,1	-32,05
33	100	47,3		-14,3		-33	
34	120	38,9	39,35	-5,8	-5,85	-33,1	-33,5
35	120	39,8		-5,9		-33,9	
36	140	33	32,35	-2,6	-2,4	-30,4	-29,5
37	140	31,7		-2,2		-29,5	
38	160	32,6	34,35	7,2	7,55	-39,8	-41,9
39	160	36,1		7,9		-44	
40	200	47,3	46,8	26,6	25,75	-73,9	-72,55
41	200	46,3		24,9		-71,2	

6.2.2 Analyse de la force d'emboutissage

Pour une largeur de l'éprouvette de 80 mm la sollicitation est en traction uniaxiale (ρ≈-0,5; $\rho = \frac{\varepsilon_2}{\varepsilon_1}$), pour 140 mm (ρ ≈0) la sollicitation est en déformation plane et pour une largeur de 200 mm la sollicitation à la quelle est soumise l'éprouvette carrée est une expansion biaxiale (ρ ≈1).

Pour étudier l'influence de l'épaisseur de la tôle sur la force d'emboutissage, pour différentes épaisseurs de l'éprouvette, on a tracé les courbes force-profondeur d'emboutissage. Dans la fig. 6.17 on présente les courbes force-déplacement pour la traction uniaxiale (l=80mm), dans fig. 6.18 pour l'expansion biaxiale (l=200mm) et dans la fig. 6.19 pour la traction plane (l = 140).

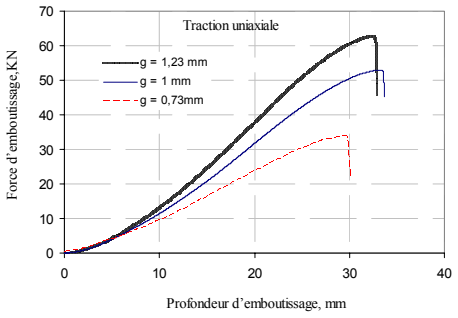


Fig. 6.17

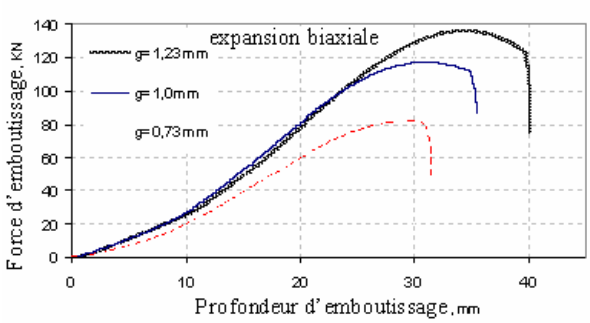


Fig. 6.18

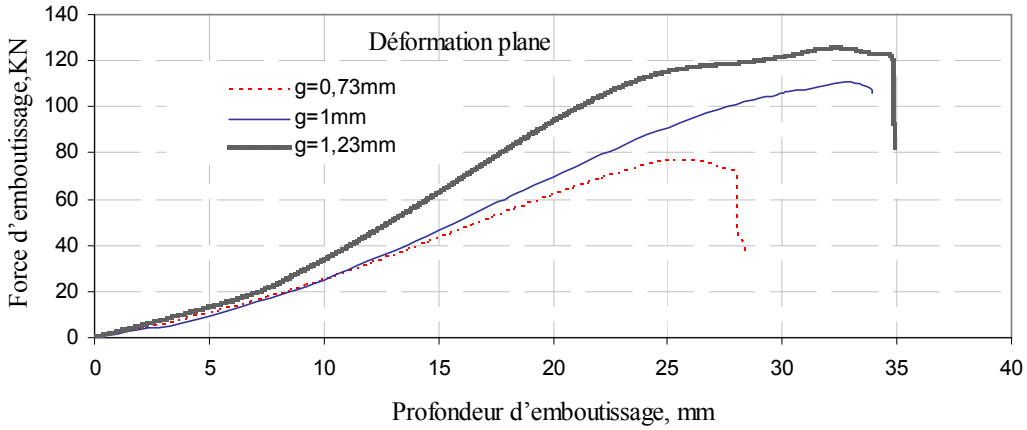


Fig. 6.19

Une autre présentation des résultats mettant en évidence l'influence de la sollicitation à laquelle on a soumis l'éprouvette est obtenue en traçant des graphes force-profondeur

d'emboutissage pour les différentes sollicitations, et pour les différentes épaisseurs : g = 0,73mm-fig. 6.20, g=1,0mm-fig. 6.21 et g=1,23mm-fig. 6.22.

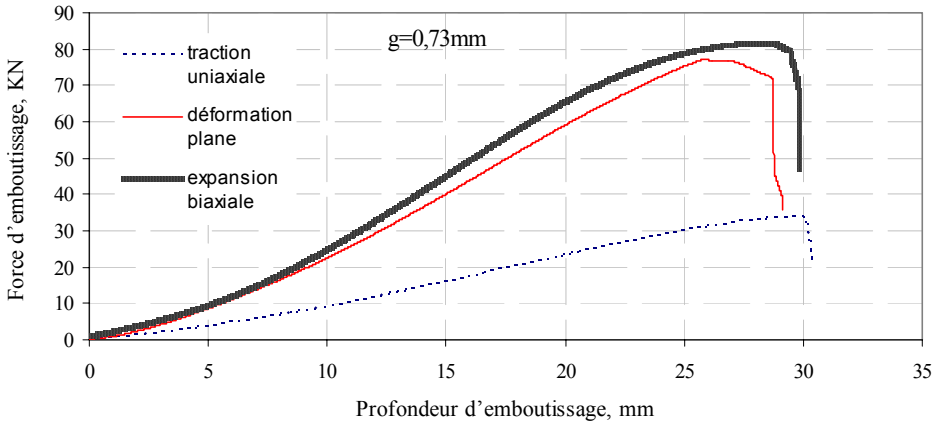


Fig. 6.20

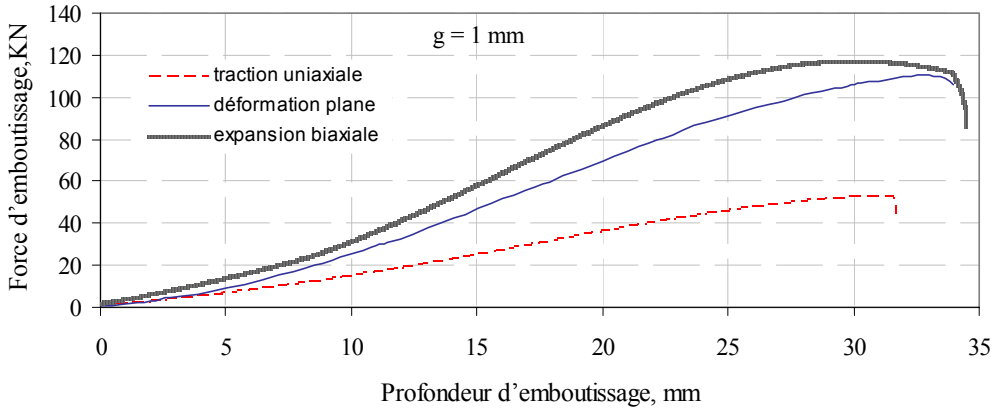


Fig. 6.21

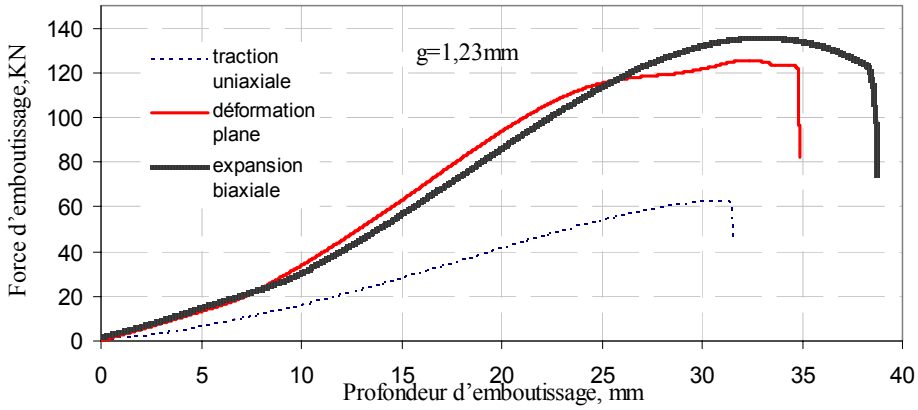


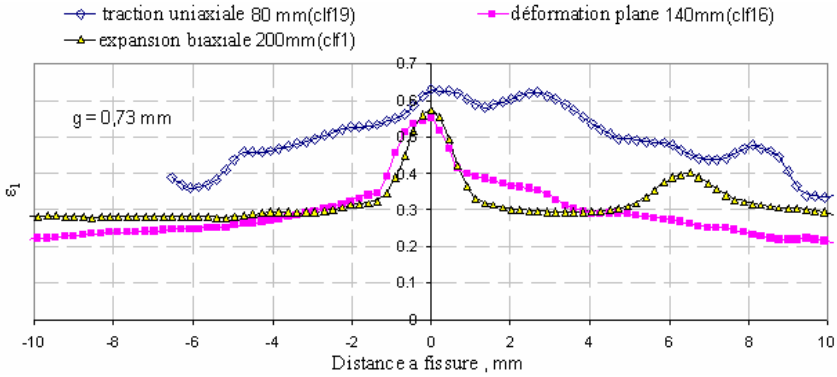
Fig. 6.22

En analysant les graphes force d'emboutissage – profondeur d'emboutissage il résulte que:

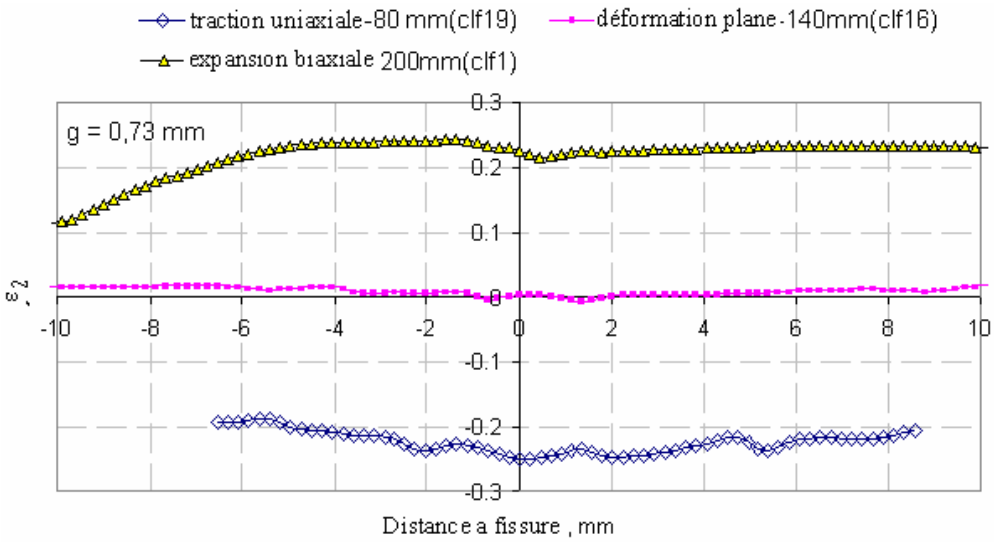
- La force d'emboutissage croît lorsque l'épaisseur du matériau croît, indifféremment de la sollicitation à la quelle est soumise l'éprouvette;
- La force nécessaire à l'emboutissage est plus grande dans le cas de la sollicitation de déformation plane et de l'expansion biaxiale que dans le cas de la traction uniaxiale;
- Dans le cas des sollicitations de déformation plane et de l'expansion biaxiale, les forces d'emboutissage sont comparables.

6.2.3 Analyse des déformations limites

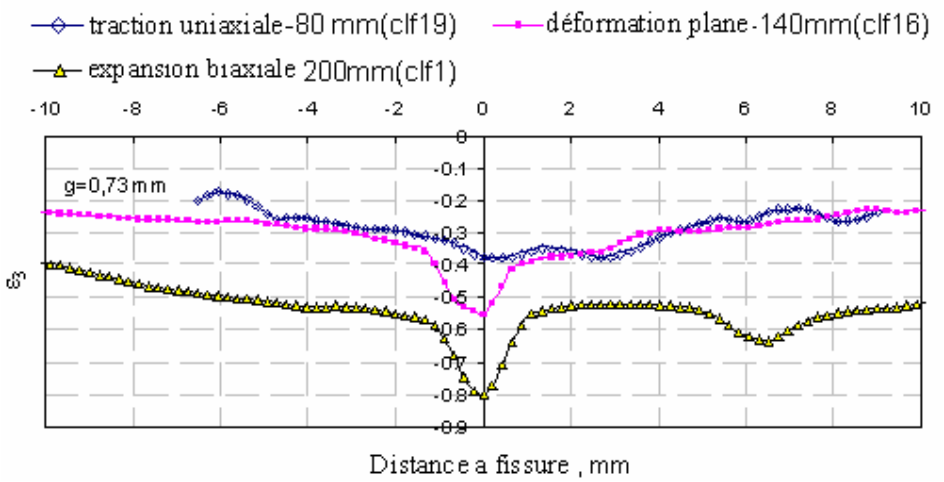
La variation des déformations principales ε_1, ε_2 et ε_3 sur une distance de 10 mm de part et d'autre de la fissure pour les différents états de sollicitation du matériau est présentée dans la fig. 6.22 a, b, c pour l'épaisseur d'éprouvettes de 0,73 mm et dans la fig. 6.23 a, b, c, pour 1,23 mm. Les déformations principales ont été déterminées à l'aide du programme Icasoft.



a.

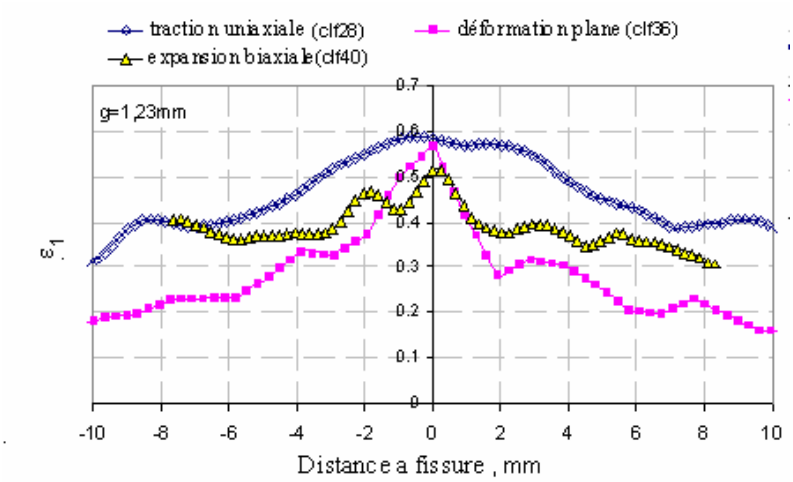


b

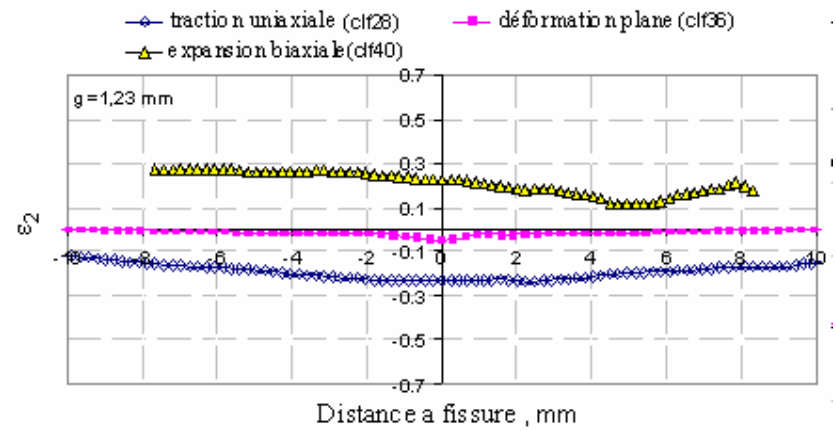

traction uniaxiale-80 mm(clf19)
déformation plane-140mm(clf16)
expansion biaxiale 200mm(clf1)
g=0,73mm
ε3
Distance a fissure , mm

c

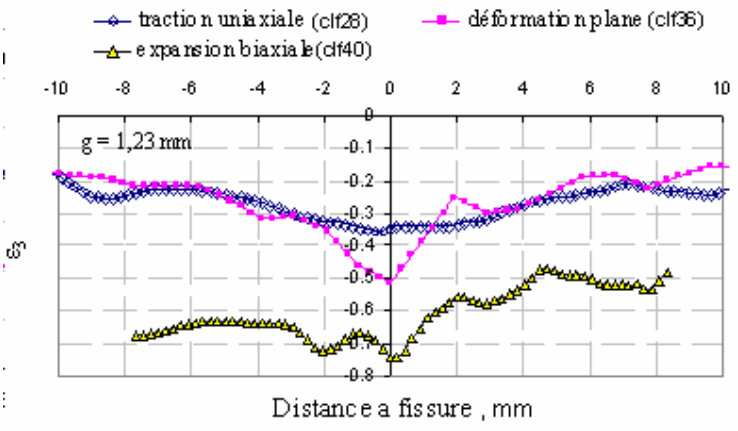
Fig. 6.23


traction uniaxiale (clf28)
déformation plane (clf36)
expansion biaxiale(clf40)
g=1,23mm
ε1
Distance a fissure , mm

a.


traction uniaxiale (clf28)
déformation plane (clf36)
expansion biaxiale(clf40)
g=1,23 mm
ε2
Distance a fissure , mm

b



c

Fig. 6.24

Dans le système d'axes ε_1-ε_2, en utilisant les déformations calculées à l'aide du programme Icasoft, on a tracé les courbes limites de formage, fig. 6.25. La méthode de détermination des limites de formage est expliquée dans l'annexe 1.

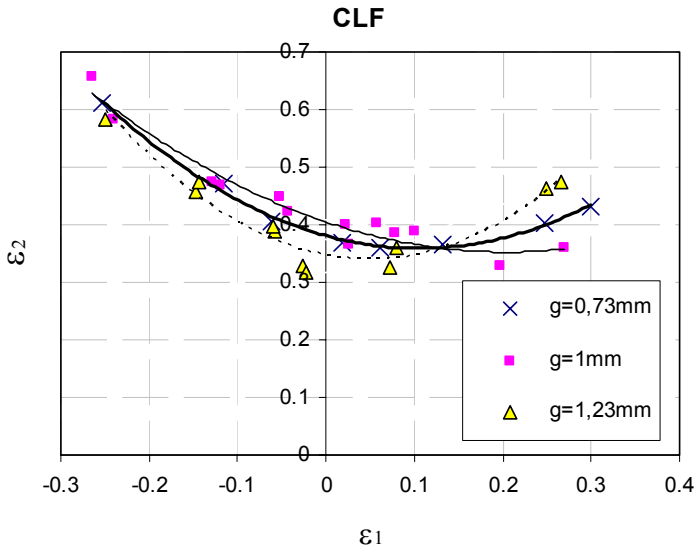


Fig. 6.25

Dans la fig. 6.26 on présente les trajets de déformation pour une épaisseur du matériau de 0,73 mm, dans la fig. 6.27 pour g= 1mm, et dans fig. 6.28 pour g=1,23mm. Le trajet de déformation a été obtenu en calculant les déformations principales pour des différents états intermédiaires de l'éprouvette jusqu'à sa rupture. Pour chaque largeur on a calculé les déformations avec Icasoft en utilisant les images obtenues jusqu'à l'apparition de la fissure.

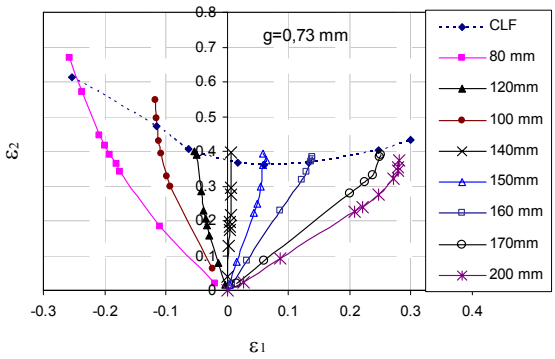


Fig. 6.26

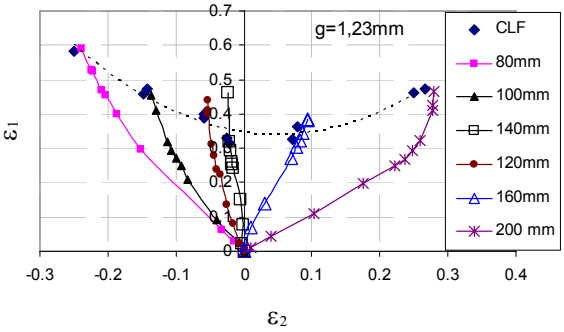


Fig. 6.27

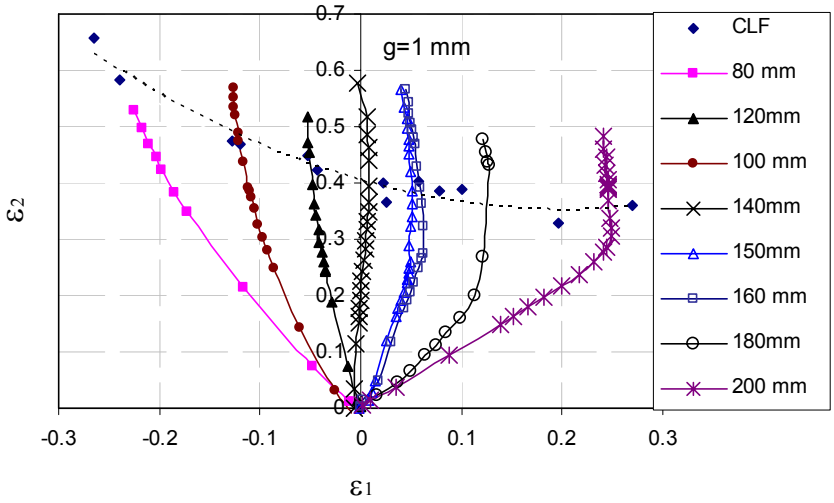


Fig. 6.28

Les courbes limite de formage à striction qui ont été obtenues pour l'acier A5 STAS10318-80 ont une allure commune c'est-à-dire, la déformation majeure la plus grande est obtenue pour la traction uniaxiale et la plus petite pour la déformation plane.

On constate que les déformations dans le cas de l'expansion biaxiale augmentent lorsque l'épaisseur du matériau augmente et qu'elles sont proches dans le cas de la traction uniaxiale.

La détermination des courbes limites de formage du matériau par corrélation d'images se réalise dans un temps relativement court.

De la représentation des trajets de déformation il résulte que la sollicitation de l'éprouvette (traction uniaxiale, déformation plane et expansion biaxiale) est conservée indifféremment de la profondeur d'emboutissage. Autrement dit, les trajets de déformation sont relativement bien linéaires.

Pour déterminer directement la déformation sur la direction 3 (ε_3) on a mesuré l'épaisseur de l'éprouvette emboutie tout près de la fissure, à 2 mm, 5 mm et 10 mm de la fissure pour les trois types de sollicitations: traction uniaxiale (l = 80 mm), déformation plane (l = 140mm) et expansion biaxiale (l=200 mm).

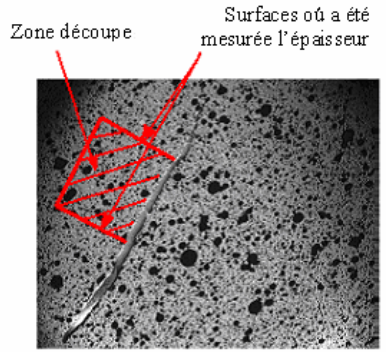


Fig. 6.29

Pour mesurer l'épaisseur, on a découpé l'éprouvette emboutie tout près de la fissure, comme dans la fig. 6.29.

L'épaisseur de l'éprouvette a été mesurée sur l'une des faces perpendiculaires sur la fissure, après polissage des faces.

L'épaisseur a été mesurée trois fois à chaque point. Les résultats sont présentés dans le tableau 6.21 pour l'épaisseur initiale de 0,73 mm et dans le tableau 6.22, pour l'épaisseur initiale de 1,23 mm.

Tab.6.21

sollicitations	Epaisseur mesurée a							
	fissure	moyenne	2 mm a fissure	moyenne	5 mm de fissure	moyenne	10 mm de fissure	moyenne
traction uniaxiale (clf19)	0,558	0,482	0,526	0,518	0,537	0,536	0,636	0,596
	0,406		0,512		0,529		0,569	
	0,476		0,517		0,544		0,584	
déformation plane (clf16)	0,434	0,425	0,514	0,513	0,522	0,532	0,558	0,548
	0,44		0,512		0,533		0,542	
	0,402		0,513		0,543		0,545	
expansion biaxiale (clf1)	0,322	0,315	0,368	0,369	0,38	0,377	0,383	0,384
	0,312		0,369		0,373		0,386	
	0,313		0,372		0,38		0,384	

Tab. 6.22

sollicitations	Epaisseur mesurée a							
	fissure	moyenne	2 mm de fissure	moyenne	5 mm de fissure	moyenne	10 mm de fissure	moyenne
traction uniaxiale (clf28)	0,818	0,807	0,849	0,849	0,903	0,922	0,937	0,953
	0,785		0,852		0,944		0,958	
	0.82		0,846		0,921		0,966	
déformation plane (clf37)	0 ,728	0,757	0,856	0,884	0,943	0,945	1,027	1,019
	0,731		0,906		0,945		1,016	
	0,813		0,891		0,948		1,016	
expansion biaxiale (clf40)	0,613	0,560	0,580	0,588	0,590	0,588	0,604	0,617
	0,544		0,577		0,591		0,665	
	0,525		0,582		0,583		0,583	

Dans le tab.6.23 on présente ε_3 calculé en fonction de l'épaisseur avec la relation:

$$\varepsilon_3 = \ln \frac{g_f}{g} \tag{6.24}$$

où: g_f est l'épaisseur de l'éprouvette emboutie;
g, l'épaisseur de l'éprouvette initiale.

Tab.6.23

Sollicitations	Epaisseur initiale: g = 0,73 mm ε_3 calculé à							
	fissure		2 mm de fissure		5 mm de la fissure		10 mm de la fissure	
	mesurée	icasoft	mesurée	icasoft	mesurée	icasoft	mesurée	icasoft
traction uniaxiale (clf19)	-0,41	-0,38	-0,34	-0,37	-0,3	-0,36	-0,2	-0,28
déformation plane (clf16)	-0,54	-0,55	-0,35	-0,36	-0,31	-0,29	-0,28	-0,23
expansion biaxiale (clf1)	-0,83	-0,79	-0,68	-0,52	-0,65	-0,54	-0,64	-0,52

Tab. 6.24

Sollicitations	Epaisseur initiale: g = 1,23 mm ε_3 calculé a							
	fissure		2 mm de la fissure		5 mm de la fissure		10 mm de la fissure	
	mesurée	icasoft	mesurée	icasoft	mesurée	icasoft	mesurée	icasoft
traction uniaxiale (clf28)	-0,42	-0,34	-0,37	-0,33	-0,28	-0,29	-0,25	-0,25
déformation plane (clf37)	-0,48	-0,51	-0,32	-0,28	-0,26	-0,22	-0,18	-0,15
expansion biaxiale (clf40)	-0,78	-0,74	-0,75	-0,56	-0,73	-0,48	-0,68	-0,47

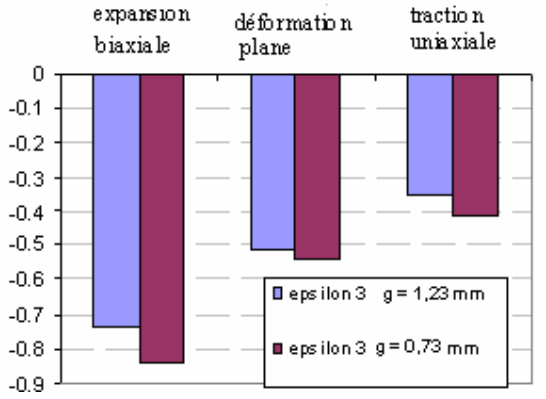


Fig. 6.30

Dans le graphe de la fig. 6.30 on présente les déformations sur la direction 3 (ε_3) pour g = 0,73 mm et g = 1,23 mm, calculées par la mesure de l'épaisseur de l'éprouvette emboutie.

Les déformations déterminées à l'aide du programme Icasoft et celles calculées par la mesure de l'épaisseur sont présentées dans la fig. 6.31 et 6.32.

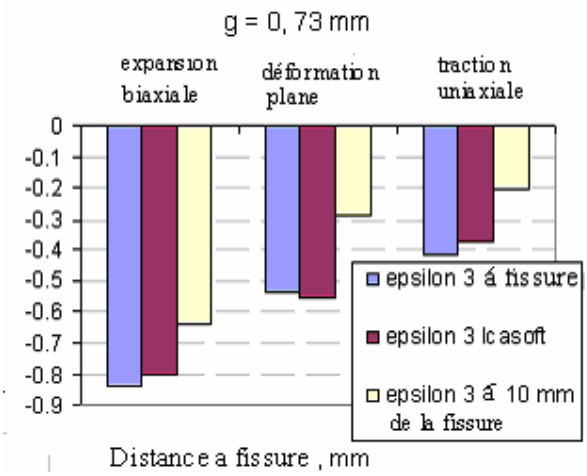


Fig.6.31

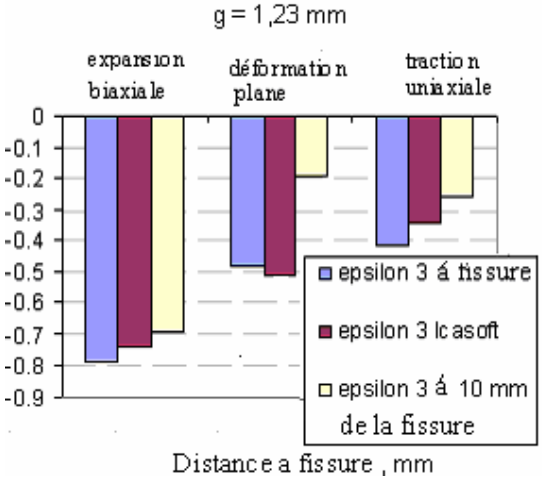
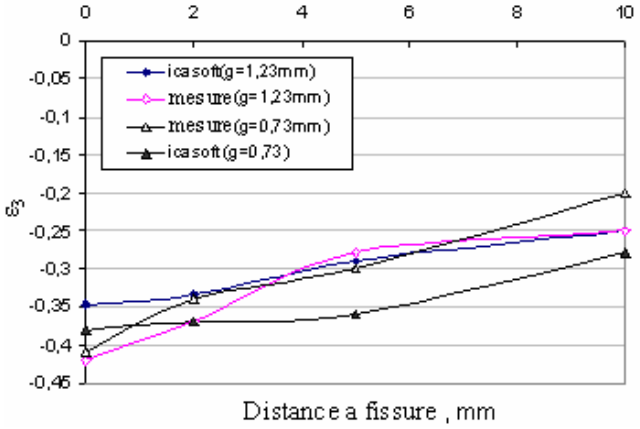
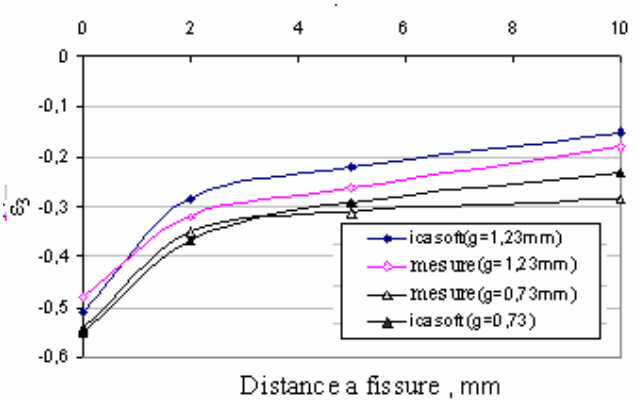


Fig.6.32

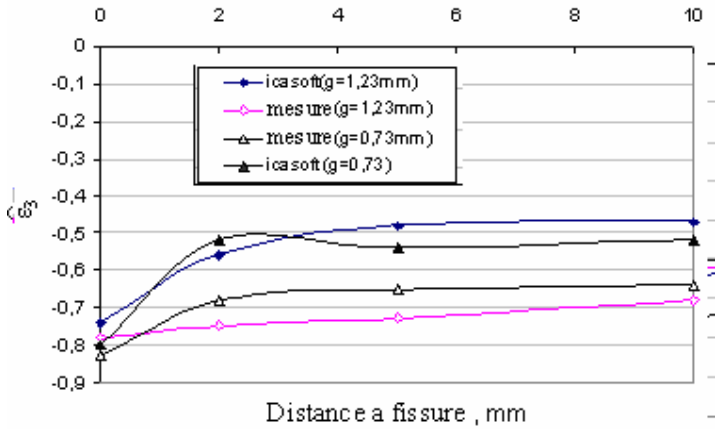
L'évolution de la déformation jusqu'à 10 mm de la fissure, mesurée et calculée avec Icasoft est présentée dans la fig.6.33a, b, c, pour les différents types de sollicitations.



a.



b.



c.

Fig. 6.33

Les déformations sur la direction 3 mesurées ont des valeurs proches de celles calculées avec Icasoft. Les différences sont dues à l'épaisseur réelle du matériau qui varie avec ±0,01mm.

Il est difficile d'estimer avec exactitude la déformation à rupture ε_{1r}. Afin de déterminer la courbe limite de formage à rupture nous procédons de la façon suivante. Sachant que:

$$\varepsilon_3 = -(\varepsilon_1 + \varepsilon_2) \tag{6.25}$$

et qu'après l'apparition de la striction du matériau ε_2 reste constant, et ε_1 augmente fortement, il résulte:

$$\varepsilon_{1r} = -(\varepsilon_2 + \varepsilon_{3r}) \tag{6.26}$$

où: ε_{1r} est la déformation selon la direction 1 à la rupture du matériau;

ε_2 , la déformation selon la direction 2 à l'apparition de la striction;

ε_{3r} , la déformation selon la direction 3 à la rupture du matériau;

Dans le tab. 6.25 on présente les déformations à rupture pour l'épaisseur de l'éprouvette de 0,73 mm et dans le tab. 6.26 pour l'épaisseur de 1,23 mm. La déformation selon la direction 3 ε_{3r} est déterminée par la mesure de l'épaisseur de l'éprouvette à la rupture, tab. 6.23 et 6.24, et ε_{1r} est déterminée avec la relation (6.26).

Conformément à cela on peut tracer les courbes limites de formage à rupture (fig. 6.30, g = 0,73 mm; fig. 6.31, g = 1,23 mm).

Tab. 6.25

Sollicitations	ε_{1r}	ε_2	ε_{3r}
traction uniaxiale (clf19)	0,648	-0,238	-0,41
déformation plane (clf16)	0,568	-0,0228	-0,54
expansion biaxiale (clf1)	0,551	0,279	-0,83

Tab. 6.26

Sollicitations	ε_{1r}	ε_2	ε_{3r}
traction uniaxiale (clf28)	0,677	-0,257	-0,42
déformation plane (clf37)	0,474	0,0062	-0,48
expansion biaxiale (clf40)	0,50	0,28	-0,78

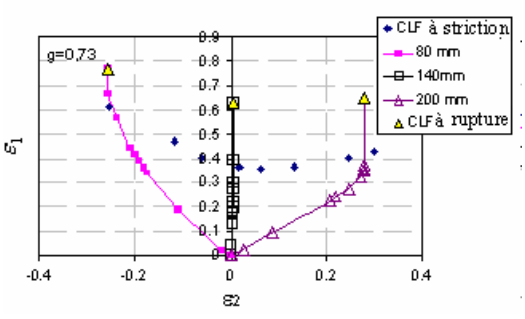


Fig. 6.34

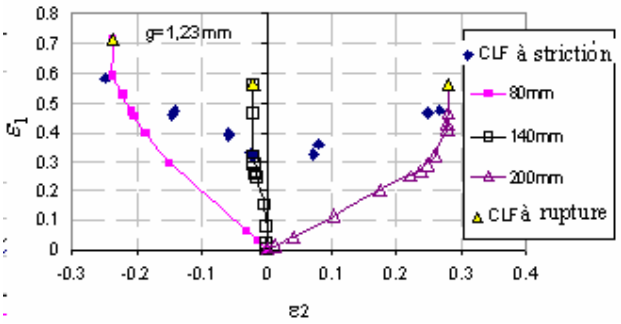


Fig. 6.35

La plus grande différence entre la courbe limite à striction et la courbe limite à rupture est observée en déformation plane. Elle est la plus faible en traction uniaxiale. On peut également noter une incertitude sur la courbe limite de formage à striction, qui est due aux gradients de déformation ε_1 le long de la direction perpendiculaire à la rupture (Figures 6.23 et 6.24), et au nombre de points qu'on élimine avant d'effectuer le lissage.

6.3 Résultats obtenus dans l'essai d'emboutissage à poinçon hémisphérique

6.3.1 Bilan des essais effectués

Dans l'essai d'emboutissage avec un poinçon hémisphérique on a cherché à déterminer l'influence du frottement, et l'influence de la vitesse d'emboutissage sur la force et sur la profondeur d'emboutissage. Les essais d'emboutissage effectués sont présentés dans les tables suivantes:

Tab. 6.27

No. l'essai	Largeur [mm]	Téflon	Vitesse d'emboutissage, [mm/min]	Force maximum [KN]	Hauteur d'emboutissage [mm]
47	200	oui	10	55,4	36,41
48	200	non	1	47,26	31,65
49	200	non	30	52,44	34,7
53	200	non	10	49,4	34,0

Tab. 6.28

No. l'essai	Largeur [mm]	Téflon	Vitesse d'emboutissage, [mm/min]	Force maximum [KN]	Hauteur d'emboutissage [mm]
55	80	oui	10	43,3	52,5
56	80	non	10	37,13	50,3
57	80	non	30	39,78	46

6.3.2 Analyse de la force d'emboutissage

Dans la fig. 6.36 on a tracé la courbe force d'emboutissage – profondeur d'emboutissage pour l'emboutissage avec téflon (47) et sans téflon (53), la largeur de l'éprouvette est de 200 mm et la vitesse d'emboutissage de 10mm/min.

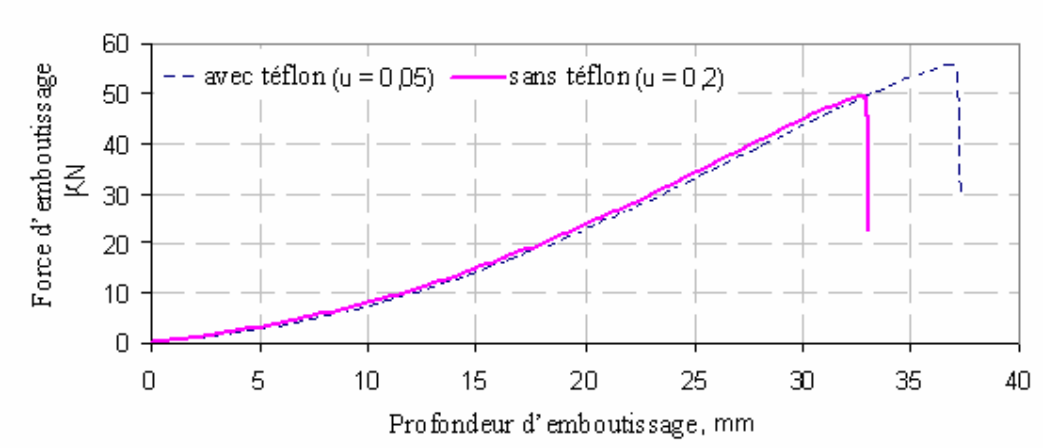


Fig. 6.36

Les éprouvettes avant et après l'emboutissage hémisphérique sont présentées dans la fig. 6.37. Dans la fig. 6.37 b on présente l'éprouvette 47, emboutie avec téflon, et dans la fig. 6.37 c, l'éprouvette 53 emboutie sans téflon.



a **b** **c**

Fig. 6.37

La rupture du matériau pour un coefficient de frottement plus grand se produit vers le rayon du poinçon, indifféremment de la sollicitation du matériau. Ce comportement pourrait être expliqué par „l'accrochage" du matériau par le poinçon en raison du grand frottement.

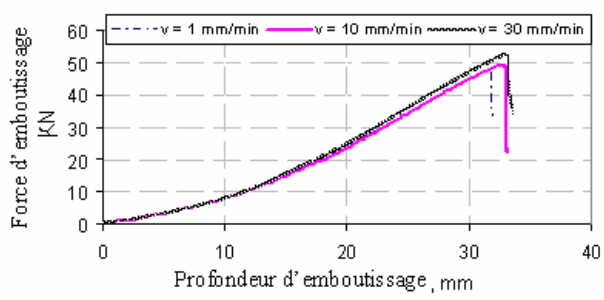


Fig. 6.38

Dans le cas d'un coefficient de frottement poinçon – éprouvette plus faible cet „accrochage" est plus faible et la profondeur maximum d'emboutissage augmente lorsque le coefficient de frottement diminue.

L'influence de la vitesse d'emboutissage sur la force et sur la profondeur d'emboutissage est présentée dans la fig. 6.38.

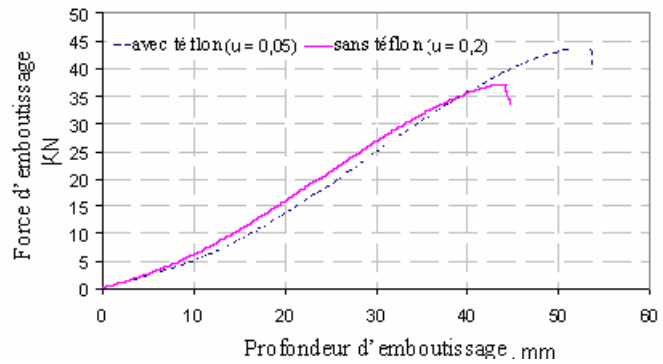


Fig. 6.39

Pour les éprouvettes de largeur de 80 mm on a examiné, aussi, l'influence du frottement poinçon – éprouvette et de la vitesse sur la force et sur la profondeur d'emboutissage, fig. 6.39, respectivement 6.40. Dans la fig. 6.41 on présente l'éprouvette emboutie, sans téflon.

Parmi les graphes présentés dans les figures 6.34 et 6.35 il résulte que la vitesse d'emboutissage n'influence pas significativement la force et la profondeur d'emboutissage.

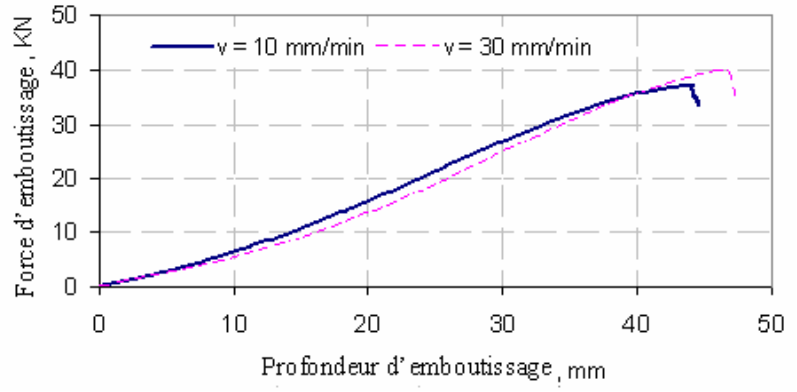


Fig. 6.40

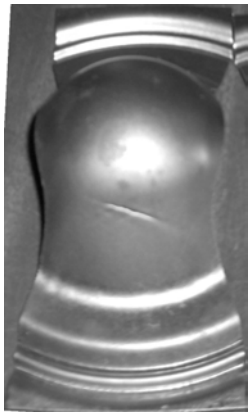


Fig. 6.41

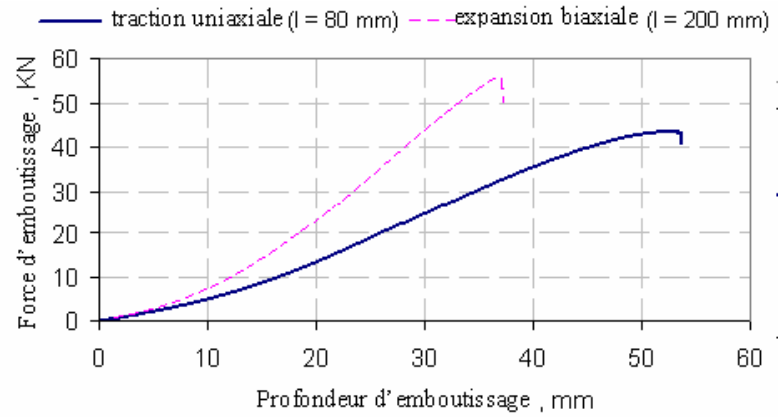


Fig. 6.42

L'influence de la sollicitation à laquelle est soumise l'éprouvette peut être observée dans le graphe de la fig. 6.42, la vitesse d'emboutissage 10 mm/min, μ = 0,05 (avec téflon).

Dans le cas de la sollicitation d'expansion biaxiale la profondeur d'emboutissage est plus petite et la force nécessaire à l'emboutissage est plus grande que dans le cas de la traction uniaxiale.

6.4 Résultats obtenus dans l'essai d'emboutissage des godets

6.4.1 Bilan des essais effectués

L'anisotropie favorise l'apparition des cornes ou oreilles dans l'emboutissage des godets, celles-ci représentant un défaut de fabrication des pièces. L'emboutissage des godets a été réalisé principalement pour étudier l'influence du coefficient d'anisotropie sur l'apparition des cornes d'emboutissage. Les éprouvettes utilisées ont des épaisseurs de 0,73 mm, 1mm et 1,23mm et chaque essai a été réalisé trois fois. Le matériau utilisé est l'acier A5 STAS 10 318-80. Pendant l'essai ont été mesurées la force et la profondeur d'emboutissage et elles ont été comparées à celles obtenues par simulation. La synthèse des essais effectués est présentée dans le tableau 6.29

Tab. 6.29

No. l'essai	Epaisseur [mm]	Force maximum [KN]		Hauteur d'emboutissage [mm]	
		mesurer	moyenne	mesurer	moyenne
1	0,73	27,81	27,60	19,16	18,81
2		27,44		18,82	
3		27,57		18,45	
4	1	38,39	38,25	18,33	17,35
5		38,51		17,16	
6		37,87		16,56	
7	1,23	49,99	49,99	16,37	16,27
8		49,87		16,25	
9		50,11		16,20	

Les éprouvettes embouties sont présentées dans la fig. 6.43, a-g=0,73mm, b-g=1mm et c-g=1,23mm.



a **b** **c**

Fig. 6.43

6.4.2 Analyse de la force d'emboutissage

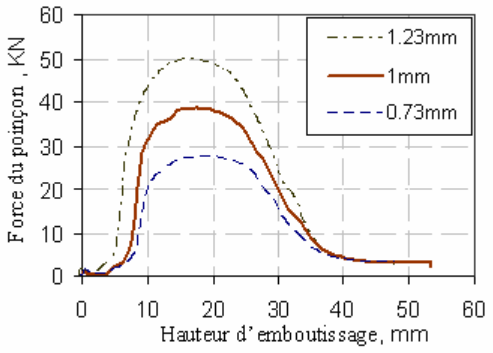


Fig. 6.44

Dans la fig. 6.44 on a tracé les courbes force d'emboutissage – profondeur d'emboutissage pour l'emboutissage des éprouvettes d'épaisseurs 0,73, 1 et 1,23 mm.

On observe qu'une augmentation de l'épaisseur de l'éprouvette conduit à une augmentation de la force nécessaire pour l'emboutissage et diminue la profondeur maximum d'emboutissage.

6.4.3 Analyse des cornes d'emboutissage

On a mesuré la hauteur de la pièce emboutie pour différents angles par rapport à la direction de laminage. Les résultats obtenus sont présentés dans le tab. 6.30.

Tab. 6.30

L'epaisseur, mm	0,73				1				1,23			
No. l'essai / α, degree	1	2	3	moyenne	1	2	3	moyenne	1	2	3	moyenne
0	33,15	32,07	31,9	32,37	33,74	33,69	33,22	33,55	33,13	33,74	34,3	33,72
45	31,59	30,84	31,48	31,30	30	30,02	30,42	30,15	30,26	31,04	30,52	30,61
90	32,53	33,2	33,75	33,16	33,15	32,75	33,26	33,05	32,9	33,23	34,19	33,44
135	32,45	32,06	31,49	32,00	30,52	29,7	29,55	29,92	29,36	30,66	29,84	29,95
180	33,45	32,7	32,62	32,92	32,24	32,5	31,67	32,14	32,9	33,26	33,52	33,23
225	31,38	29,95	30,75	30,69	29,78	30,18	28,6	29,52	31,11	30,53	30,03	30,56
270	33,4	31,25	32,48	32,38	33,19	33,18	33,15	33,17	33,66	33,59	34,05	33,77
315	31,6	29,86	32	31,15	30,51	30,27	29,72	30,17	31,04	30,2	30,36	30,53
360	33,15	32,07	31,9	32,37	33,74	33,69	33,22	33,55	33,13	33,74	34,3	33,72
0	33,15	32,07	31,9	32,37	33,74	33,69	33,22	33,55	33,13	33,74	34,3	33,72

Calculant avec la relation (1.2.4) l'anisotropie plane, on obtient: ΔR= 0,90 pour g=0,73mm, ΔR=0,78 au cas où g=1mm et ΔR=1,32 pour g=1,23mm. Parce que $\Delta R>0$ les cornes d'emboutissage sont apparues à 0º et respectivement à 90º par rapport à la direction de laminage, fig. 6.45. Dans la fig. 6.45 on a représenté la hauteur moyenne du godet.

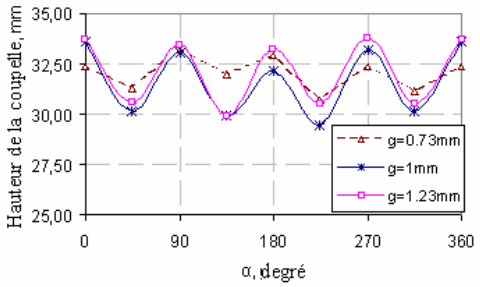


Fig. 6.45

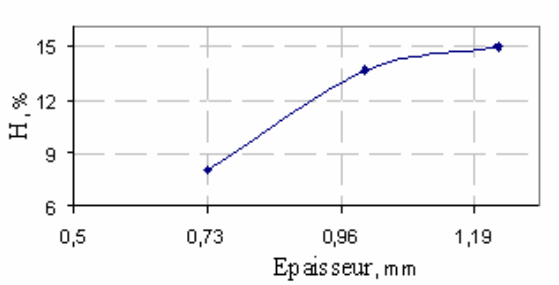


Fig. 6.46

La grandeur des cornes d'emboutissage calculée avec la relation (1.2.5) est H= 8,03% pour g= 0,73, H= 13,65% pour g=1mm et H= 14,94% pour g=1,23mm, les résultats obtenus ont été représentés graphiquement dans la fig. 6.46.

6.5 Conclusions concernant les résultats expérimentaux

L'essai de traction a été réalisé pour déterminer le comportement plastique du matériau A5 STAS 10318-80. Pour cela, partant des valeurs σ-ε déterminées expérimentalement, on a calculé les coefficients k, n et ε_0 de la loi de Swift. Ainsi on a obtenu les relations entre les efforts et les déformations pour trois épaisseurs de tôle:

- pour l'épaisseur de la tôle de 0,73 mm, il a résulté $\sigma = 529{,}4(0{,}0073+\varepsilon)^{0.236}$;
- pour l'épaisseur de la tôle de 0,73 mm, il a résulté $\sigma = 543{,}1(0{,}0065+\varepsilon)^{0{,}213}$;
- pour l'épaisseur de la tôle de 1,23 mm, il a résulté $\sigma = 535(0{,}005+\varepsilon)^{0{,}219}$.

A partir des graphes présentés dans la fig. 6.6a, b, c, d, e, f, g, h, i on observe qu'indifféremment de la direction de laminage et de l'épaisseur de la tôle les courbes tracées avec l'équation de Swift sont proches de celles obtenues par mesure expérimentale.

Les déformations dans les directions principales ont été déterminées par l'analyse d'images. En utilisant ces déformations on a calculé les coefficients d'anisotropie. Il a résulté que les tôles d'acier A5 sont anisotropes puisque que le coefficient d'anisotropie est différent de 1 et varie en fonction de la direction de traction par rapport à la direction de laminage de la tôle. Les valeurs maximum du coefficient d'anisotropie ont été obtenues sur des directions parallèles et perpendiculaires à la direction de laminage, indifféremment de l'épaisseur de l'éprouvette (R_{0^o}= 1,70, R_{90^o}=1,98 pour g= 0,73mm; R_{0^o}= 1,66, R_{90^o}= 1,85 au cas où g = 1mm et R_{0^o}=1,93, R_{90^o}= 1,98 pour g=1,23mm) et, la valeur minimum à 45º par rapport à la direction de laminage (R_{45^o}= 1,07 pour g= 0,73mm; R_{45^o}= 1,018 au cas où g = 1mm et R_{45^o}= 1,39 pour g=1,23mm);

A l'aide des coefficients du matériau dans l'équation du Swift et des coefficients d'anisotropie déterminés on a calculé les coefficients nécessaires pour la description du

matériau avec le critère quadratique de Hill et le critère de Ferron. Ces coefficients peuvent être utilisés pour la description du matériau dans la simulation.

L'emboutissage à poinçon cylindrique à fond plat a été réalisé pour déterminer la courbe limite de formage pour l'acier A5 STAS10318-80 et pour l'établissement de l'évolution de la force d'emboutissage en fonction de la profondeur d'emboutissage. Pour la détermination de la courbe limite, on utilise le contre flan.

Les courbes limite de formage à striction qui ont été obtenues pour l'acier A5 STAS10318-80 ont une allure commune c'est-à-dire, la déformation majeure maximum est obtenue pour la traction uniaxiale et, celle minimum pour la déformation plane.

La courbe limite de formage obtenue expérimentalement pour l'acier A5 STAS 10318-80 peut être utilisée dans la simulation pour déterminer si une pièce donnée peut être obtenue par emboutissage. Pour ceci, on calcule les déformations $(\varepsilon_1, \varepsilon_2)$ auxquelles est soumis le matériau à l'emboutissage pour tous les points de la pièce. Si l'ensemble des points représentant les déformations $(\varepsilon_1, \varepsilon_2)$ sont situés sous la courbe la pièce peut être réalisée sans risques.

L'emboutissage à poinçon hémisphérique a été réalisé, principalement, pour établir l'influence de la vitesse d'emboutissage et du frottement poinçon – tôle sur l'évolution de la force d'emboutissage.

Il a résulté que la vitesse n'influence pas significativement la force et la profondeur d'emboutissage dans le cas de l'acier A5 STAS 10318-80. Le coefficient de frottement poinçon-tôle influence la force. Pour un coefficient de frottement plus faible la force nécessaire à l'emboutissage est plus petite, et la profondeur d'emboutissage augmente indifféremment de la sollicitation à laquelle est soumise l'éprouvette. Il résulte que, dans le cas de l'emboutissage de l'acier A5, il est bien de diminuer le coefficient de frottement entre la tôle et le poinçon.

L'emboutissage des godets a été réalisé principalement pour étudier l'influence du coefficient d'anisotropie sur l'apparition des cornes d'emboutissage. Puisque l'anisotropie plane $\Delta R>0$, les cornes d'emboutissage sont apparues aux angles de 0º et 90º par rapport à la direction de laminage. La hauteur maximum des cornes d'emboutissage a été obtenue pour g=1,23mm et celle minimum pour g=0,73mm. La hauteur maximum de la pièce emboutie a été obtenue pour les directions à valeurs plus grandes du coefficient d'anisotropie R : parallèle à la direction de laminage et perpendiculaire à celle-ci (H_{0^o}= 32,37mm; H_{90^o}= 33,16mm; H_{45^o}=31,30mm, pour g=0,73mm; H_{0^o}= 33,55mm; H_{90^o}= 33,05mm; H_{45^o}=30,15mm, pour g=1mm; H_{0^o}= 33,72mm; H_{90^o}= 33,44mm; H_{45^o}=30,61mm, pour g=1,23mm.

7 ANALYSE DES RESULTATS OBTENUS PAR SIMULATION NUMERIQUE

On a simulé les expériences qui ont été considérées comme étant les plus représentatives. Pour l'emboutissage avec un poinçon cylindrique à fond plat les géométries correspondant aux trois sollicitations caractéristiques supportées par l'éprouvette ont été simulées : la traction uniaxiale, la traction plane et l'expansion biaxiale. Pour l'emboutissage hémisphérique les deux sollicitations: traction uniaxiale et l'expansion biaxiale, ont été simulées, mais aussi les différentes conditions de frottement: avec téflon et sans téflon.

Tous les résultats qui ont été obtenus à la suite du processus de simulation ont été analysés comparativement avec les résultats obtenus à la suite des expériences. Selon les cas, les simulations ont été effectuées avec le critère de von Mises, de Hill avec anisotropie normale ou transverse et de Ferron.

Dans le cas de l'emboutissage des godets on a réalisé des simulations pour les trois épaisseurs du matériau (0,73 mm, 1 mm et 1,23mm). Le matériau a été décrit à l'aide des deux critères de plasticité : Hill avec anisotropie transverse et Ferron.

7.1 Les résultats obtenus pour l'essai de traction

7.1.1 Simulation de la traction sur un élément

Tab. 7.1

Orientation mat., α	0°		45°		90°	
Critère	Hill	Ferron	Hill	Ferron	Hill	Ferron
Déformations obtenues par Abaqus						
LE11	0,6931	0,6931	0,1454	0,1452	-0,4599	-0,4603
LE22	-0,456	-0,4564	0,1454	0,1452	0,6931	0,6931
LE12	0	0	-1,096	-1,096	0	0
Contraintes obtenues par Abaqus						
S11	501,1	501,1	285	259,5	0	0
S22	0	0	286	260,1	503,8	502,2
S12	0	0	-285,8	259,8	0	0
Mises	501,1	501,1	571,6	519,7	503,8	502,2

Afin de pouvoir calculer les coefficients d'anisotropie on utilise la relation: [6.14].

Les déformations principales ε_1, ε_2 et ε_3, peuvent être déterminées en utilisant les résultats obtenus par Abaqus pour les deux critères. Dans le cas où $\alpha = 0^o$ et $\alpha = 90^o$ les déformations calculées par Abaqus dans les axes globaux coïncident avec les déformations principales. Pour $\alpha = 45^o$ les déformations principales sont calculées à l'aide des relations de Mohr en prenant en considération les déformations LE11, LE22 et LE12 calculées par Abaqus.

α=0°	ε_1=LE11	ε_2=LE22	ε_3	$\varepsilon_{1p} = \varepsilon_1 - \frac{\sigma}{E}$	$\varepsilon_{2p} = \varepsilon_2 + \frac{\nu}{E}\sigma$
Critère Hill	0,6931	-0,456	-0,2361	0,6916	-0,4555
Critère Ferron	0,6931	-0,4564	-0,2358	0,6918	-0,4559

α=45°	ε_1=LE11-(LE12)/2	ε_2 = LE11 + (LE12)/2	ε_3	$\varepsilon_{1p} = \varepsilon_1 - \frac{\sigma}{E}$	$\varepsilon_{2p} = \varepsilon_2 + \frac{\nu}{E}\sigma$
Critère Hill	0,6931	-0,4026	-0.2926	0,6947	-0,4021
Critère Ferron	0,6932	-0,4028	-0,2923	0,6946	-0,4023

α=90°	ε_1=LE22	ε_2=LE11	ε_3	$\varepsilon_{1p} = \varepsilon_1 - \frac{\sigma}{E}$	$\varepsilon_{2p} = \varepsilon_2 + \frac{\nu}{E}\sigma$
Critère Hill	0,6931	-0,4599	-0,2322	0,6916	-0,4594
Critère Ferron	0,6931	-0,4603	-0,2318	0,6916	-0,4598

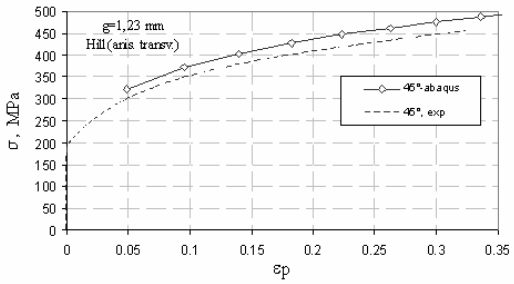
Les coefficients d'anisotropie qui ont été obtenus sont présentés dans le tableau 7.2.

Tab.7.2

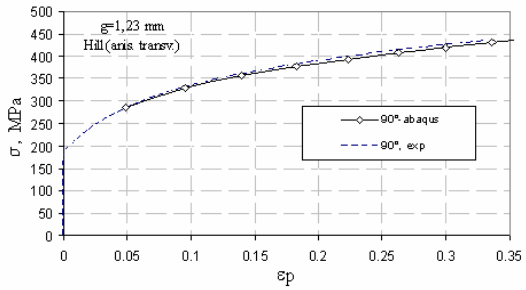
coefficient d'anisotropie	Abaqus-**Hill**	Abaqus-**Ferron**	Exp.
$R_{0°}$	1,929	1,932	1,93
$R_{45°}$	1,374	1,376	1,39
$R_{90°}$	1,978	1,983	1,98

Les coefficients d'anisotropie à 0° et 90° obtenus par simulation sont très proches des valeurs théoriques des modèles, qui ont été ajustées sur les résultats expérimentaux. Le coefficient à 45° de la direction de laminage est légèrement plus faible que sa valeur théorique.

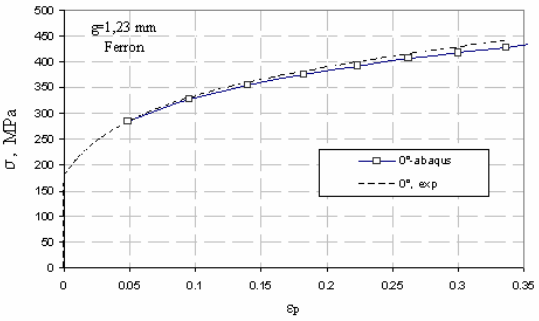
Les courbes rationnelles obtenues à l'aide d'Abaqus pour les deux critères sont présentées dans les graphiques , fig. 7.2. Pour α = 45°, les courbes rationnelles obtenues sont représentées dans la figure 7.3.



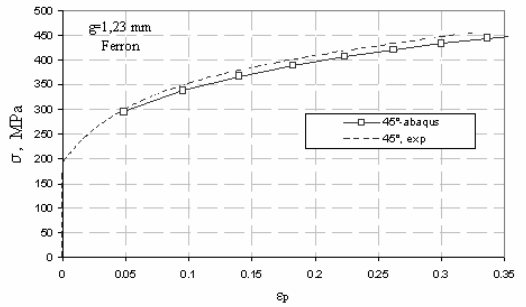
b



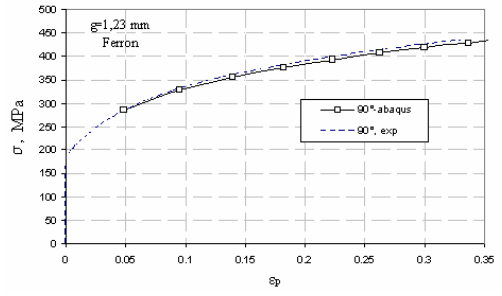
c



a



b



c

Fig. 7.2

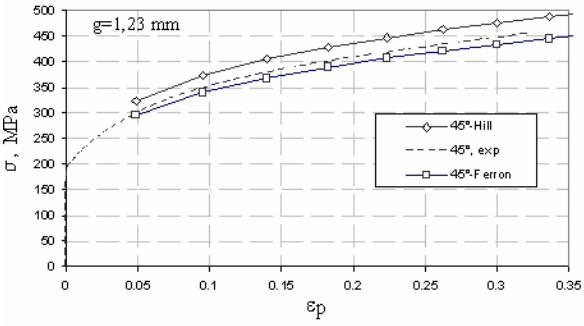


Fig. 7.3

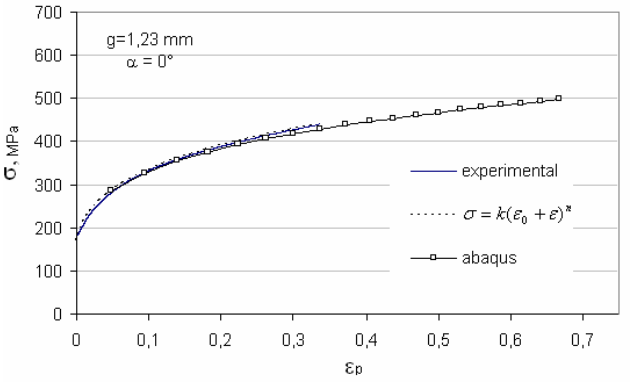


Fig. 7.4

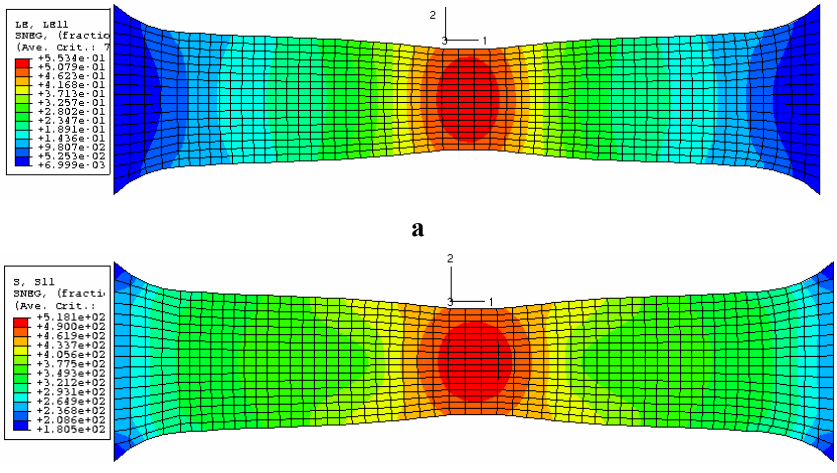
Dans la figure 7.4, on représente la courbe obtenue avec Abaqus (critère de Hill) et celle déterminée à l'aide de la relation de Swift.

Pour l'essai de traction on a utilisé le critère de Hill avec anisotropie transverse, avec les valeurs présentées dans le sous chapitre 3.1.

On retrouve les évolutions de σ(α) obtenues dans la figure 6.14, chap 6. Le critère de Hill surestime le niveau des contraintes en traction à 45° de la direction de laminage. Ces simulations permettent en outre de vérifier que l'implantation des critères de plasticité dans VUMAT est correctement réalisée.

7.1.2 Simulation de la traction de l'éprouvette complète

Les distributions des déformations et des contraintes sur la direction 1, obtenues par la simulation de l'essai de traction de l'éprouvette réelle, encastrée dans les mors à ses extrémités, sont représentées dans la figure 7.5 a et respectivement b, pour un déplacement de l'éprouvette de 30mm, et dans la figure 7.6 pour un déplacement de l'éprouvette de 35mm.



a

b

Fig. 7.5

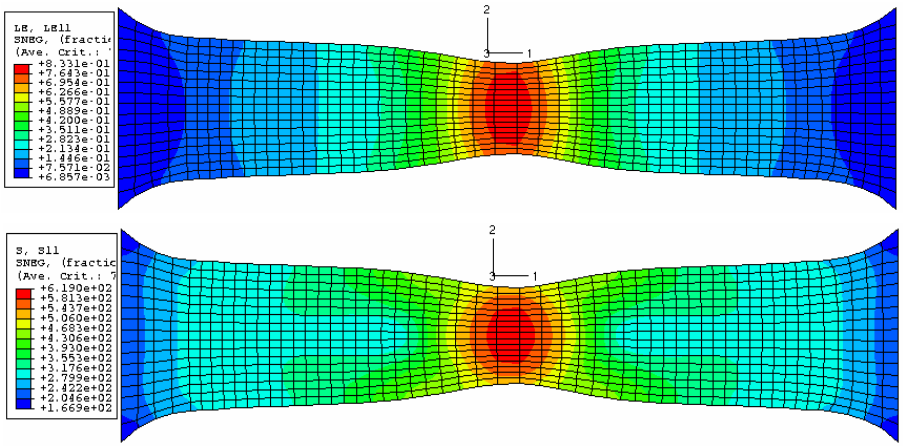


Fig. 7.6

On visualise très nettement dans ce cas l'apparition et le développement de la striction diffuse, conformément à l'expérience. Les conditions d'encastrement aux extrémités génèrent des champs de contraintes et de déformation de plus en plus hétérogènes, et conduisent progressivement à une localisation de la déformation au centre de l'éprouvette. Par contre, nous avons vu que la simulation de la traction sur un seul élément ne permet pas de détecter l'apparition de la striction.

7.2 Les résultats obtenus pour l'emboutissage avec un poinçon cylindrique à fond plat

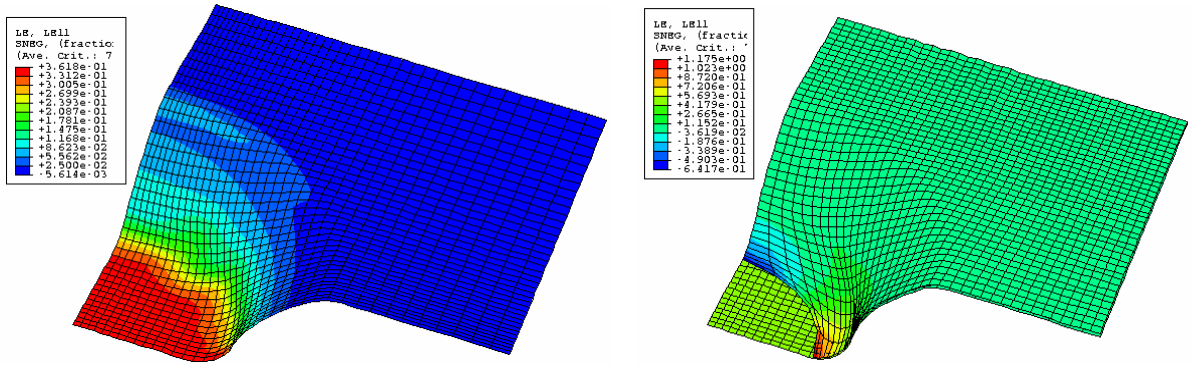
7.2.1 Généralités sur les champs de contraintes et de déformations obtenus

La simulation de l'emboutissage avec un poinçon cylindrique à fond plat a été réalisée afin de pouvoir établir la dépendance de la relation force d'emboutissage - profondeur en fonction de la sollicitation du matériau et de l'épaisseur de l'éprouvette mais aussi pour déterminer les déformations sur les trois directions principales. On a réalisé pour chaque épaisseur de l'éprouvette des simulations correspondant à des essais caractéristiques, précisées dans le tableau 7.3. Premièrement on a utilisé le critère de Hill avec une anisotropie normale afin de décrire le matériau.

Tab. 7.3

Référence de la simulation	Largeur de flan en mm	Epaisseur de l'éprouvette/ de contre flan en mm	Temps, min	Force maximum d'emboutissage en kN		Profondeur maximum d'emboutissage en mm	
				abaqus	exp.	abaqus	exp.
clf19	80	0,73/0,73	4,0	34,65	34,05	26,8	30,70
clf16	140	0,73/0,73	3,0	85,23	77,2	27,5	26,62
clf1	200	0,73/0,73	3,5	-	93,4	29,75	29,5
clf 28	80	1,23/1,23	3,5	57,28	62,65	27,65	32,29
clf37	140	1,23/1,23	3,82	149,4	138,2	28,65	38,19
clf40	200	1,23/0,73	3,5	139,8	135,8	33,25	34,4

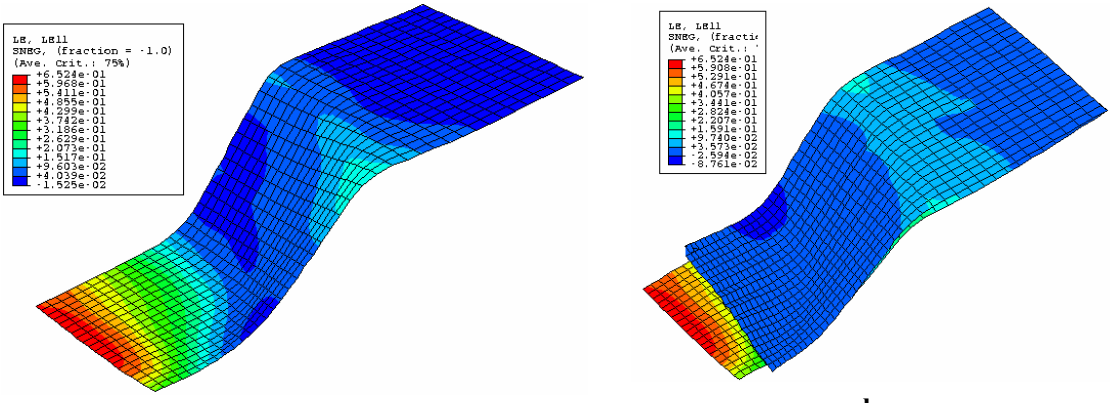
La distribution des contraintes pour l'expansion biaxiale (clf1) pour une profondeur d'emboutissage de 29,75 mm est représentée dans la figure 7.7 (a-flan, b-contre flan)



a **b**

Fig. 7.7

Dans la figure 7.8 nous présentons la distribution de la déformation sur la direction 1 pour la simulation clf 28 dans le cas d'une profondeur d'emboutissage de 28 mm (flan-a, contre flan-b).

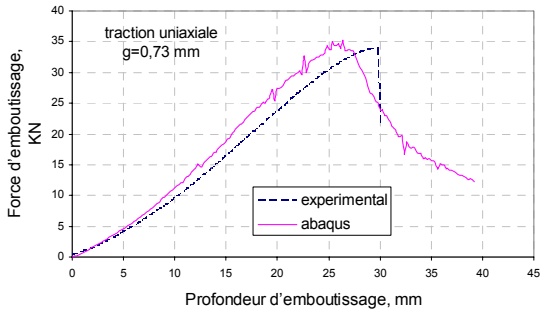


a **b**

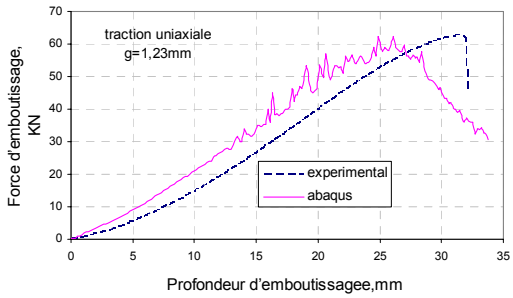
Fig. 7.8

7.2.2 Evolution de la force d'emboutissage en fonction de l'enfoncement du poinçon

L'évolution de la force d'emboutissage en fonction de la profondeur, obtenue par simulation avec le critère de Hill avec anisotropie normale, est comparée avec celle obtenue expérimentalement. Ainsi, dans la figure 7.9 on a représenté l'évolution de la force dans le cas de la traction uniaxiale (clf19-a, clf28-b), dans la figure 7.10 est représenté le cas de la traction plane (clf 16-a, clf 37-b) et l'expansion biaxiale dans la figure 7.11 (clf40).

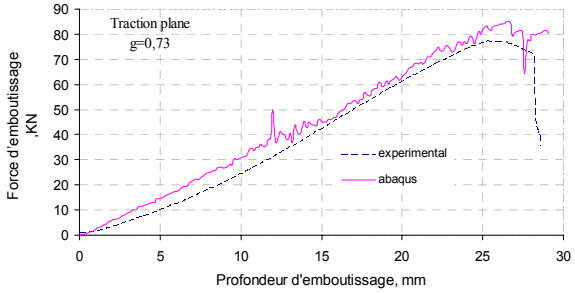


a.

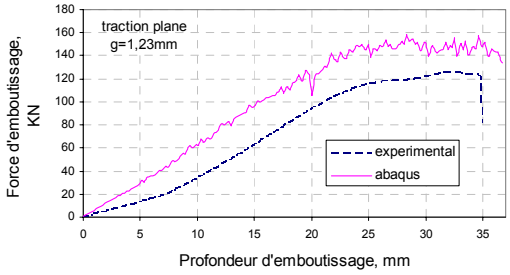


b

Fig. 7.9



a



b

Fig. 7.10

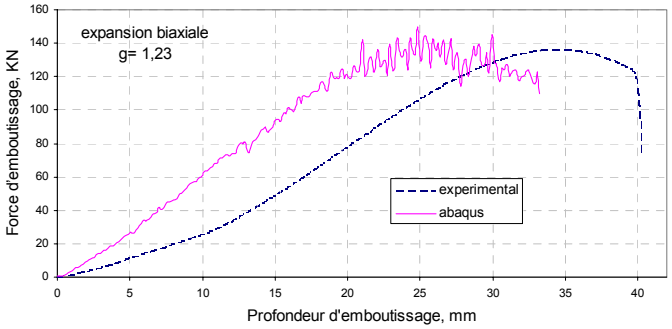


Fig. 7.11

Ces simulations ne sont généralement pas présentées dans la littérature, l'essai avec poinçon à fond plat et contre-flan étant principalement utilisé pour déterminer les courbes limites de formage. En plus du choix du modèle de comportement du matériau, plusieurs éléments sont difficiles à modéliser, en particulier l'évolution du contact et le frottement entre le flan et le contre flan, ainsi que le niveau réel d'avalement de l'ensemble flan plus contre flan sous le jonc de retenue. En comparant l'évolution de la force en fonction de la profondeur d'emboutissage, on peut observer que la profondeur d'emboutissage déterminée par simulation numérique est plus faible que celle déterminée par voie expérimentale, pour la même force d'emboutissage. Ce phénomène est probablement dû à un avalement réel de l'ensemble flan plus contre flan plus fort que celui calculé par simulation numérique.

Par contre, en examinant les représentations graphiques on a tiré la conclusion que la force d'emboutissage obtenue par simulation reproduit correctement celle obtenue par voie expérimentale, indifféremment de l'épaisseur des éprouvettes ou de la sollicitation à laquelle les éprouvettes ont été soumises.

7.2.3 Localisation de la déformation plastique

On a également déterminé à l'aide du programme Abaqus l'évolution des déformations principales sur la moitié de la longueur de l'éprouvette. L'évolution des déformations pour les éprouvettes ayant une épaisseur de 0,73 mm est présentée dans fig. 7.12 pour la traction uniaxiale, en fig. 7.13 pour la traction plane et en fig. 7.14 pour l'allongement biaxial. Pour toutes les sollicitations les déformations sont représentées dans la figure 7.15.

En étudiant les représentations graphiques on peut observer que la déformation maximum est obtenue au milieu de la pièce et pendant la striction du matériau la déformation ε_1 augmente beaucoup, pendant que sur la direction 2, ε_2, reste constante, ce qui indique le développement d'une striction parallèle à la direction 2.

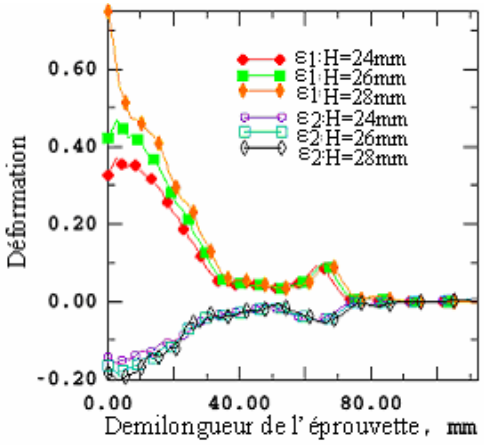


Fig. 7.12

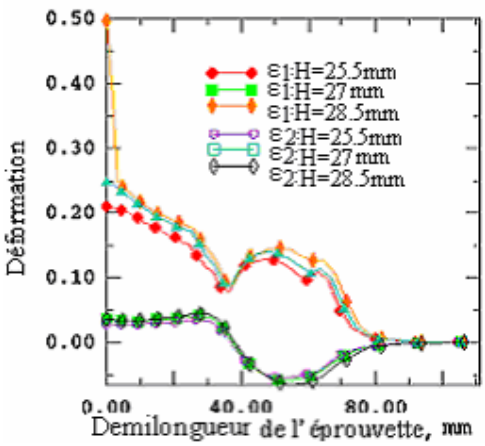


Fig. 7.13

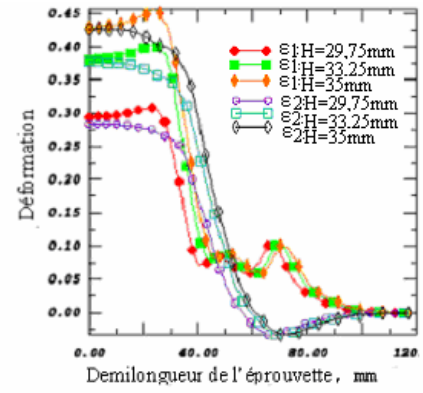


Fig. 7.14

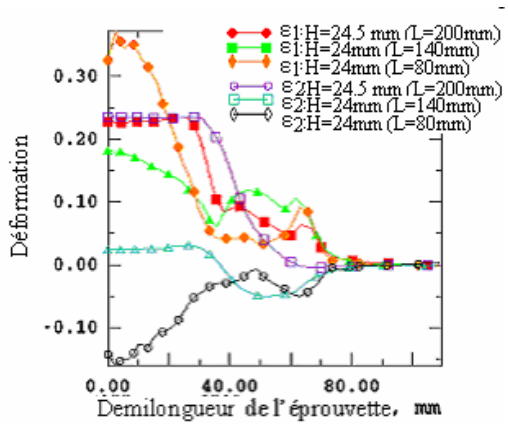


Fig. 7.15

La distribution des déformations principales pour les différentes profondeurs d'emboutissage est représentée dans la figure 7.16, pour la traction uniaxiale, dans la figure 7.17, pour la traction plane et dans la figure 7.18, pour la traction biaxiale. La déformation sur la direction 1 pour les trois types de sollicitations est représentée dans la figure 7.19. L'épaisseur de l'éprouvette est dans tous les cas égale à 1,23 mm.

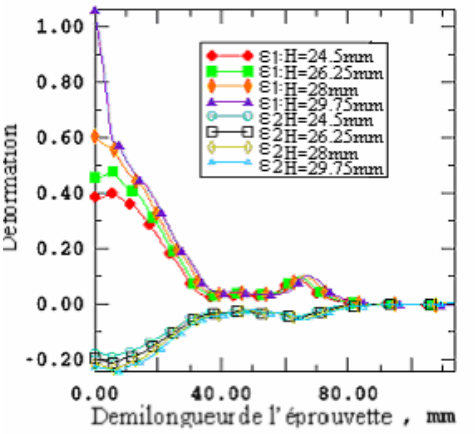


Fig. 7.16

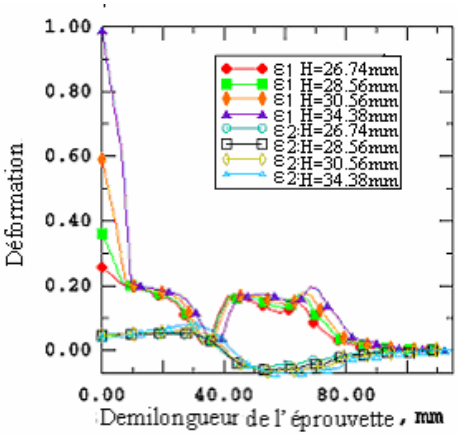


Fig. 7.17

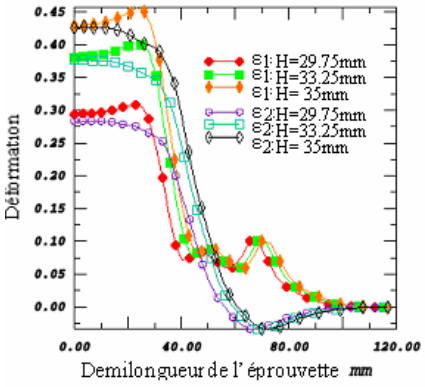


Fig. 7.18

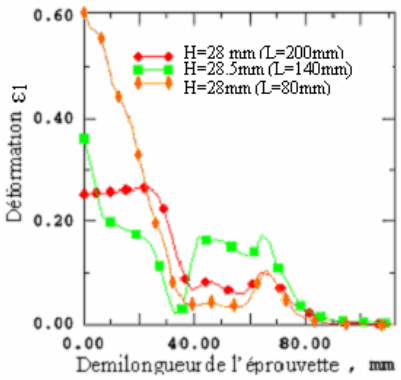


Fig. 7.19

Les trajets de déformation pour les trois sollicitations déterminées pour différentes profondeur d'emboutissage sont représentés dans le système d'axes ε_1-ε_2, à côté de ceux déterminés par voie expérimentale à l'aide de l'analyse d'images, fig. 7.20. Les valeurs numériques qui ont été déterminées à l'aide d'Abaqus sont présentées dans le tableau 7.4. à striction et à rupture.

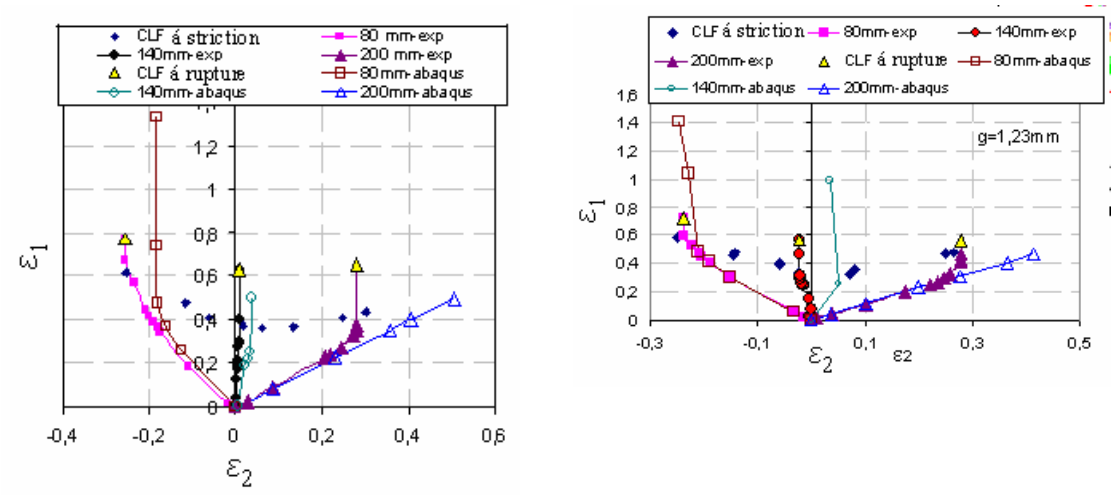


Fig. 7.20

Tab. 7.4

Référence de la simulation	Profondeur d'emboutissage, mm	ε_1	ε_2
clf19(traction uniaxiale) g=0,73mm	20mm	0,257	-0,121
	24mm	0,371	-0,160
	26mm	**0,468**	**-0,184**
	28mm	0,747	-0,184
	30mm	1,33	-0,184
clf16 (traction plane) g=0,73mm	24 mm	0,181	0,0239
	25,5 mm	0,208	0,029
	27 mm	**0,249**	**0,035**
	28,5 mm	0,496	0,036
clf1(expansion biaxiale) g=0,73mm	24,5mm	0,235	0,2341
	29,75 mm	**0,3495**	**0,3586**
	31,25 mm	0,398	0,407
	35 mm	0,4981	0,506
clf28 (traction uniaxiale) g=1,23mm	24,5mm	0,403	-0,189
	26,25mm	0,478	-0,211
	28mm	**0,606**	**-0,217**
	29,75mm	1,04	-0,225
	31,5mm	1,4	-0,239
clf37 (traction plane) g=1,23mm	26,74mm	0,255	0,047
	28,65mm	**0,366**	**0,05**
	30,56mm	0,587	0,044
	34,38mm	0,98	0,038

clf40(expansion biaxiale) g=1,23mm	26,25mm	0,224	0,197
	29,75mm	0,308	0,274
	33,25mm	**0,402**	**0,363**
	35mm	0,456	0,408

La profondeur d'emboutissage soulignée en gras dans le tableau 7.4 est celle qui correspond aux déformations obtenues juste avant d'atteindre la courbe limite de formage, fig. 7.20.

Les trajets de déformations, mesurés par le rapport de déformation $\rho = \varepsilon_2 / \varepsilon_1$, à cette profondeur d'emboutissage, obtenus à l'aide d'Abaqus et ceux déterminés expérimentalement par corrélation d'images sont présentés dans le tableau 7.5.

La différence des valeurs obtenues par la simulation et celles obtenues par voie expérimentale peuvent être mises en évidence en calculant l'erreur à l'aide de la relation :

$$E = \frac{V_{\exp} - V_{sim}}{V_{\exp}} \cdot 100 \ [\%] \tag{7.1}$$

où V_{exp} est la valeur obtenue par voie expérimentale

V_{sim}, est la valeur obtenue par simulation

Tab. 7.5

Référence de la simulation	$\rho = \varepsilon_2 / \varepsilon_1$		
	abaqus	exp.	E, %
clf19 (traction uniaxiale)	-0,39	-0,41	5
clf16 (traction plane)	0,01	0,01	-166
clf1(expansion biaxiale)	0,97	0,80	-22
clf28 (traction uniaxiale)	-0,36	-0,43	16
clf37 (traction plane)	-0,14	-0,06	-116
clf40(expansion biaxiale)	0,90	0,57	-59

On observe un assez bon accord pour une largeur de flan de 80 mm (traction uniaxiale). L'erreur relative est évidemment très importante pour une largeur de 140 mm (traction plane, où la déformation ε_2 est très faible), mais aussi pour le flan complet (expansion biaxiale) où les essais donnent dès le début de l'expérience un rapport de déformation sensiblement différent de 1.

7.2.4 Influence du modèle de comportement plastique

Aussi par la simulation de l'emboutissage avec un poinçon cylindrique fond plat on a essayé d'analyser l'influence du critère de plasticité sur l'évolution de la force maximum d'emboutissage et sur les déformations obtenues. Ainsi, on a simulé encore la traction

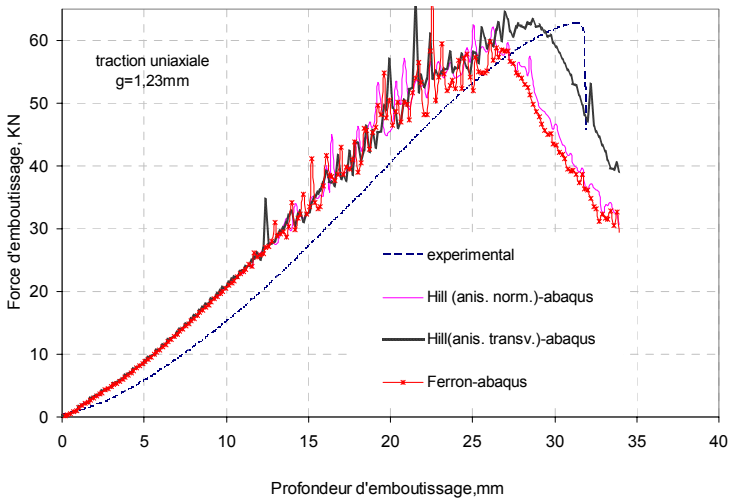
uniaxiale, clf28, et la déformation plane, clf37, et l'expansion biaxiale, clf 40, pour le critère de Hill qui tient compte de l'anisotropie transverse et pour le critère Ferron.

Les résultats des simulations effectuées sont synthétisés dans le tableau 7.6.

Tab.7.6

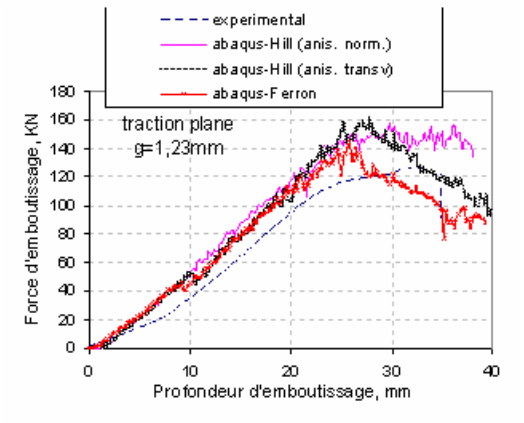
Référence de la simulation	Critère	Force d'emboutissage		Profondeur d'emboutissage,		ε_1		ε_2	
		sim./exp KN	E, %	sim./exp mm	E, %	sim./exp	E, %	sim./exp	E, %
clf 28	Hill avec anisotropie normale	57,28	8,57	27,65	14,37	0,606	3,77	-0,217	13,20
	Hill avec anisotropie transverse	62,7	0,08	29,7	8,02	0,504	13,70	-0,236	5,60
	Ferron	58,48	6,66	28	13,29	0,520	10,96	-0,235	6,00
	Exp.	**62,65**	-	**32,29**	-	**0,584**	-	**-0,250**	-
clf37	Hill avec anisotropie normale	149,4	8,10	28,65	24,98	0,366	15,46	-0,05	150
	Hill avec anisotropie transverse	155,17	12,28	28	26,68	0,370	16,72	0,007	135
	Ferron	139,8	1,16	27,2	28,78	0,370	16,72	0,011	155
	Exp.	**138,2**	-	**38,19**	-	**0,317**	-	**-0,02**	-
clf 40	Hill avec anisotropie normale	139,8	2,95	33,25	3,34	0,402	14,10	0,363	36,47
	Ferron	122,9	9,50	33,25	3,34	0,405	3,46	0,376	41,35
	Exp.	**135,8**	-	**34,4**	-	**0,468**		**0,266**	-

Globalement, les simulations reproduisent correctement les résultats expérimentaux. Les différences entre simulations et expériences proviennent ici davantage de la complexité du procédé avec utilisation d'un contre flan, et de la difficulté de modéliser avec exactitude les contacts entre les différents éléments (poinçon, contre flan, flan et matrice) que des mérites relatifs des différents modèles utilisés.

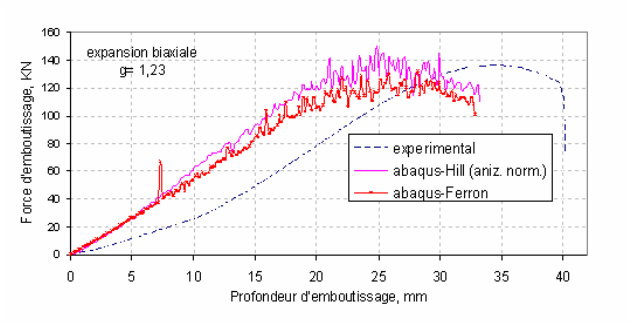


a

L'évolution de la force d'emboutissage est présentée dans la figure 7.21. a, pour le cas de la traction uniaxiale, fig. 7.21.b pour le cas de la déformation plane et fig. 7.21.c, pour le cas de l'expansion biaxiale. On observe que l'évolution des forces d'emboutissage est très proche pour les trois critères.



b



c

Fig. 7.21

On note dans le cas de la traction plane et de l'expansion biaxiale, que l'évolution de la force obtenue avec le critère Ferron est plus faible, en raison des contraintes qui sont moindres dans le cas de ce critère à cause de la surface de plasticité qui est plus aplatie dans le domaine de l'expansion.

La distribution des déformations sur la demi-longueur de l'éprouvette, a été tracée graphiquement pour une profondeur d'emboutissage de 28mm dans le cas de la traction uniaxiale, fig. 7.22, dans le cas de la déformation plane, fig. 7.23 et dans le cas de l'expansion biaxiale, fig. 7.24.

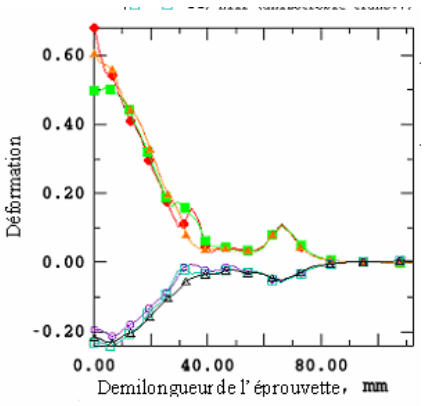


Fig. 7.22

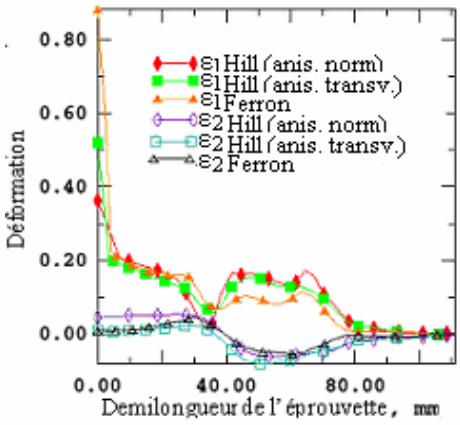


Fig. 7.23

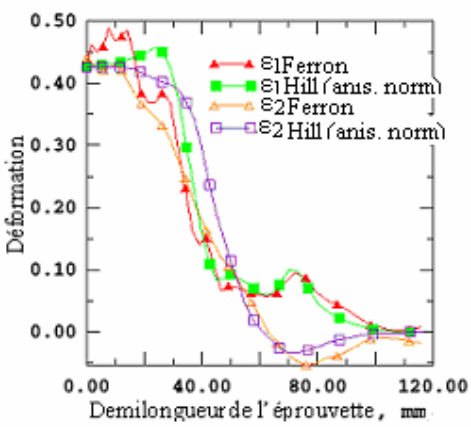


Fig. 7.24

En analysant la distribution des déformations sur la demi-longueur de l'éprouvette on observe que les déformations sur les deux directions évoluent de façon très comparable avec les différents critères utilisés. Toutefois; les simulations étant présentées pour une valeur proche de la profondeur maximum d'emboutissage, on peut observer des valeurs de la déformation majeure ε_1 sensiblement différentes au centre de l'éprouvette, où survient la striction (en particulier figure 7.23).

7.3 Les résultats obtenus pour l'emboutissage avec un poinçon hémisphérique

7.3.1 Généralités sur les champs de contraintes et de déformations obtenus

Par la simulation d'emboutissage hémisphérique on a essayé de déterminer l'influence du frottement poinçon – éprouvette et du critère de plasticité utilisé sur la force et sur la profondeur d'emboutissage et sur les déformations principales.

La synthèse des simulations qui ont été effectuées est présentée dans le tab. 7.7

Tab. 7.7

No. d'essai	Largeur mm	Téflon (coefficient de frottement)	Temps [min]	Critère de plasticité utilise	Force maximum [KN]			Hauteur d'emboutissage [mm]		
					abq	exp,	E,%	abq	exp,	E,%
47H	200	Oui(0,05)	4,5	Hill anis. normale	55,08	55,4	0,58	40,5	36,41	11,23
47	200	Oui(0,05)	4,5	von Mises	46,38	55,4	16,28	42,3	36,41	16,18
53H	200	Non(0,2)	4,0	Hill anis. normale	49,80	49,4	0,81	33,0	34	2,94
53	200	Non(0,2)	4,0	von Mises	48,31	49,4	2,21	39,6	34	16,47
55	80	Oui(0,05)	5,5	Hill anis. normale	40,33	43,3	6,86	55	52,5	4,76
56	80	Non(0,2)	5,5	Hill anis. normale	39,71	37,13	6,95	55	46	19,57

A la suite de la simulation on obtient les données sur les contraintes et les déformations pour chaque noeud de la structure, mais aussi la variation de la force d'emboutissage, et de l'épaisseur en fonction du temps.

Dans le cas d'une largeur de 200mm (flan complet), on présente la distribution des déformations sur la direction 1 pour un coefficient de frottement de 0,05 (simulation 47H), fig. 7.25, et pour un coefficient de frottement de 0,2 (simulation 53H), fig. 7.26. On observe un maximum de déformation qui s'éloigne du centre de l'éprouvette lorsque le coefficient de frottement augmente.

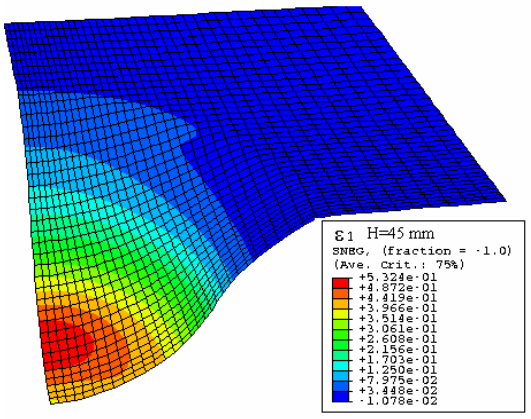


Fig. 7.25

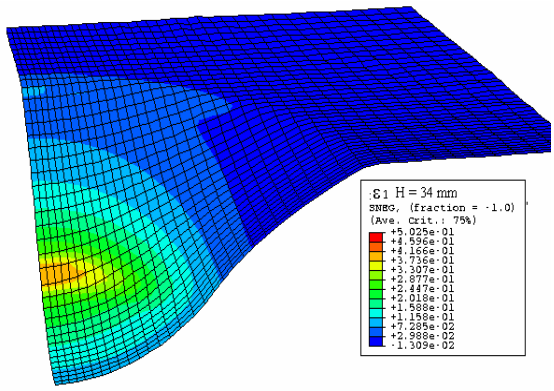


Fig. 7.26

De même, dans le cas d'une largeur de 80mm, on présente la distribution des déformations sur la direction 1 pour un coefficient de frottement de 0,05 (simulation 55), fig. 7.27, et pour un coefficient de frottement de 0,2 (simulation 56), fig. 7.28.

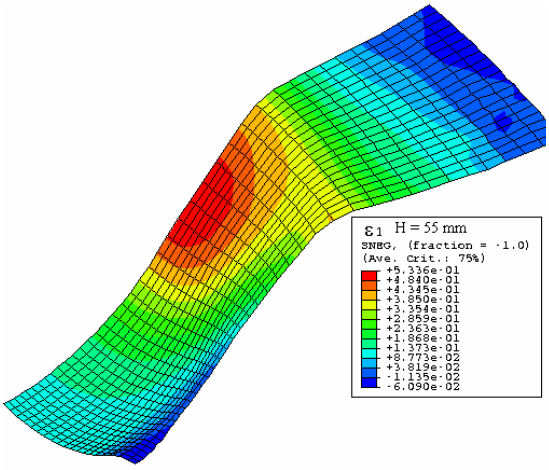


Fig. 7.27

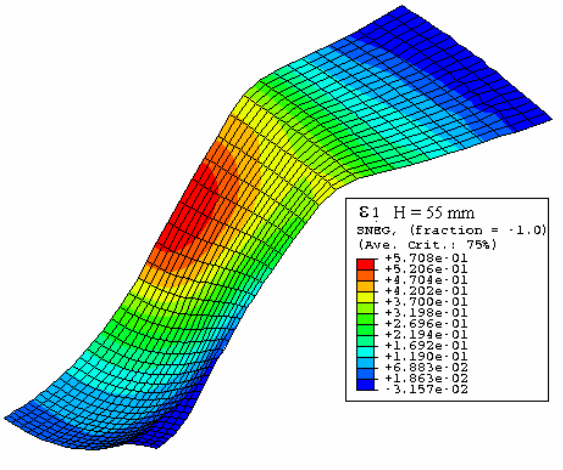
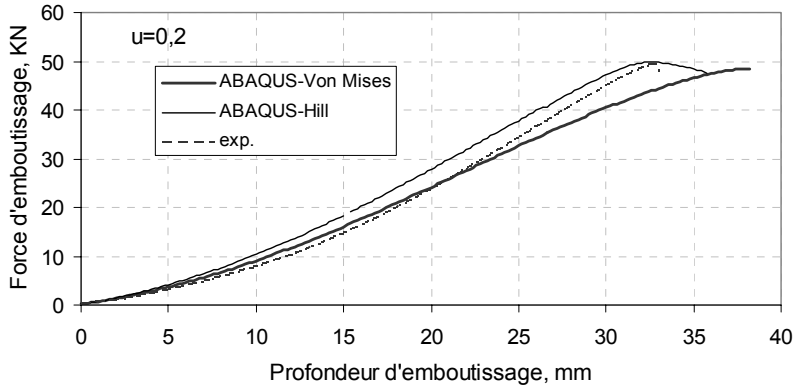


Fig. 7.28

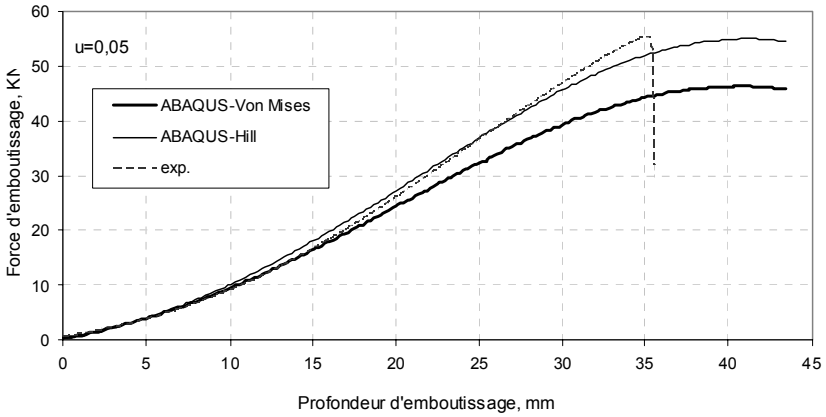
Le maximum de déformation se situe dans ce cas à la limite du contact entre la tôle et le poinçon.

7.3.2 Evolution de la force d'emboutissage en fonction de l'enfoncement du poinçon. Influence du modèle de comportement plastique

L'influence des critères de plasticité utilisés pour décrire le comportement du matériau sur la force et la profondeur d'emboutissage peut être observée dans la figure 7.29a, pour les essais 47 et 47H, ayant les données suivantes l = 200mm, μ = 0,2; et dans la figure 7.29b pour les essais 53 et 53H ayant les données: l= 200 mm, μ = 0,05, v=10mm/min, t=4,5min.



a.



b.

Fig. 7.29

L'évolution de la force obtenue par simulation, dans le cas où l'on utilise le critère de Hill avec anisotropie normale est proche à celle obtenue par voie expérimentale. Par contre le critère de von Mises sous estime les contraintes dans le domaine de l'expansion, et conduit à des forces plus faibles que dans l'expérience.

Les évolutions de la force d'emboutissage obtenues expérimentalement et par la simulation avec Abaqus avec le critère de Hill sont représentées dans la figure 7.30 pour les éprouvettes qui ont une largeur de 200 mm, et respectivement, pour celles d'une largeur de 80mm.

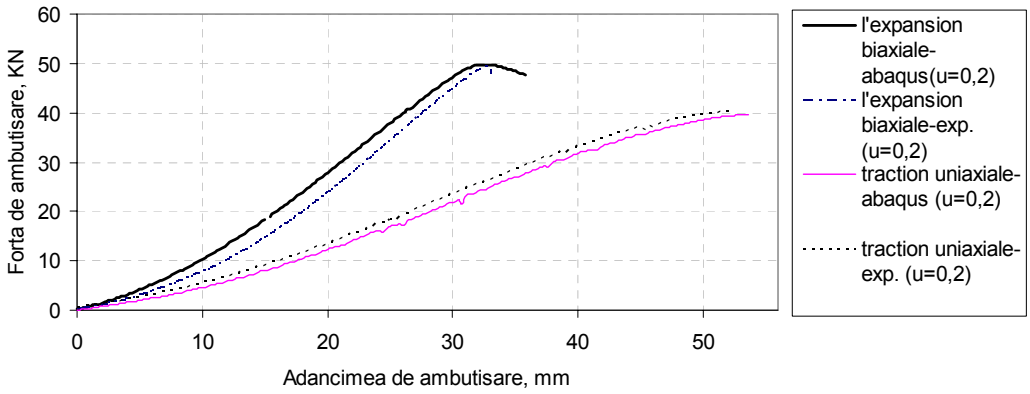


Fig. 7.30

Les prévisions obtenues avec le critère de Hill sont bonnes. La force nécessaire à l'emboutissage est plus grande dans le cas de la sollicitation de l'expansion biaxiale que dans le cas de la traction uniaxiale.

7.3.3 Analyse des distributions de déformations

Les trajets tracés pour différentes profondeurs d'emboutissage montrent que pendant le processus d'emboutissage hémisphérique, le frottement poinçon – éprouvette influence beaucoup les déformations surtout dans le cas du flan complet (traction biaxiale).

La distribution des déformations pour différentes profondeurs d'emboutissage peut être observée dans les figures 7.31 et 7.32 dans le cas de l'expansion biaxiale et de la traction uniaxiale, respectivement.

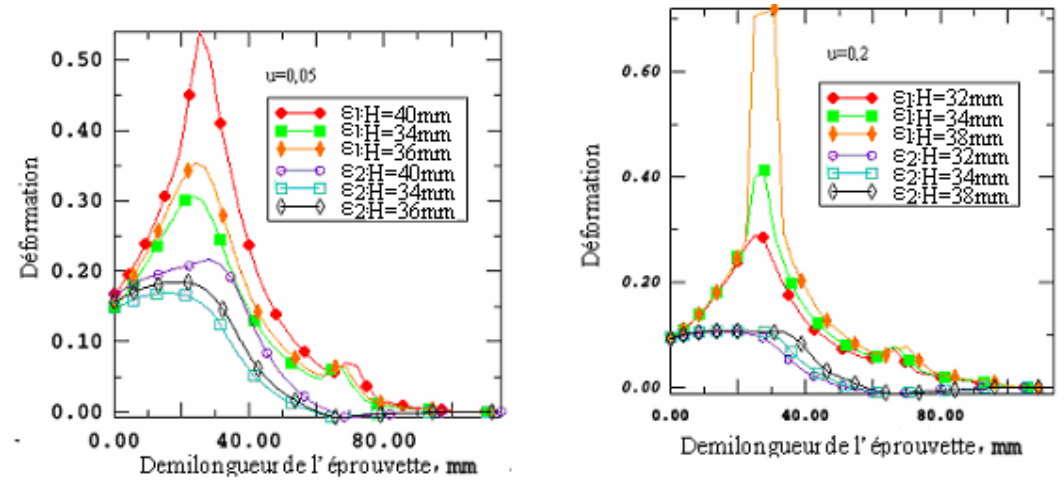


Fig. 7.31

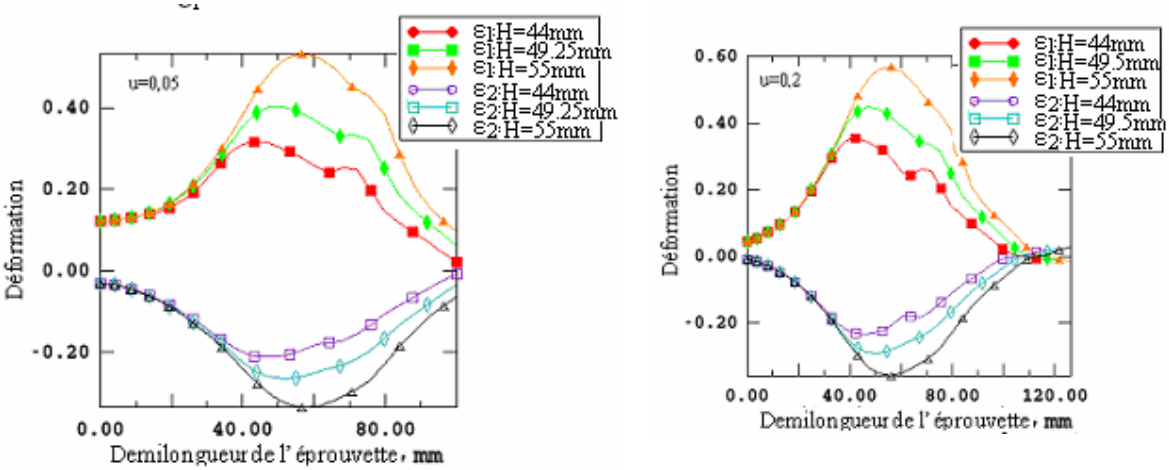


Fig. 7.32

L'influence du coefficient de frottement poinçon – éprouvette sur la distribution des déformations peut être observée dans la fig. 7.33 pour l'expansion biaxiale et dans la fig. 7.34 pour la traction uniaxiale.

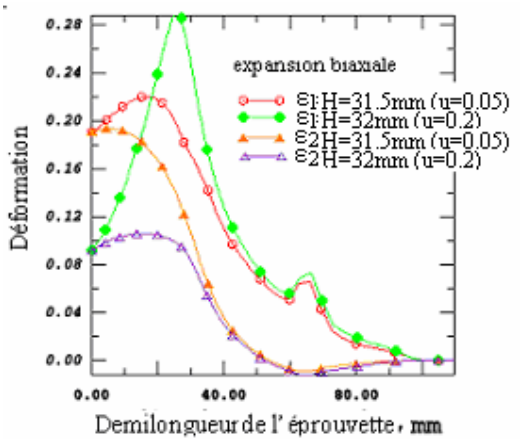


Fig. 7.33

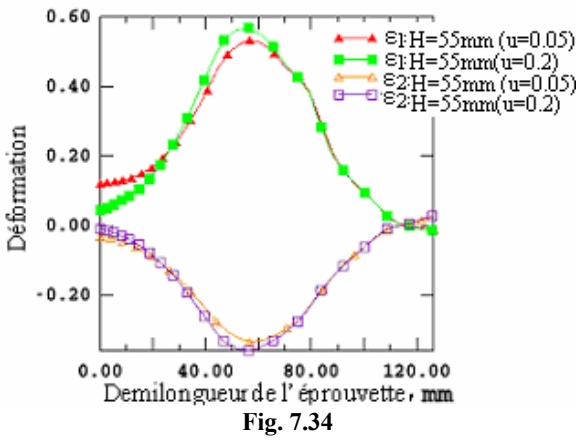


Fig. 7.34

Dans le cas de l'expansion biaxiale, la distribution des déformations montre que la rupture du matériau s'éloigne du centre de la pièce emboutie pour un coefficient de frottement fort, comme on l'a vu dans les expériences.

D'autre part, on observe comme dans les expériences que la rupture se produit à la limite du contact avec le poinçon dans le cas de la traction uniaxiale.

Afin de pouvoir établir la profondeur maximum d'emboutissage dans le cas de la simulation de d'emboutissage hémisphérique, on a représenté les trajets de déformation pour chaque essai envisagé.

Ainsi, on a déterminé pour différentes profondeurs d'emboutissage, les déformations principales, table 7.8, et elles ont été représentées sur le système d'axes ε_1-ε_2, fig. 7.35.

Tab. 7.8

No.	Modèle	La hauteur d'emboutissage, mm	ε_1	ε_2
1	N47H (expansion biaxiale, u=0,05)	31,5	0,2196	0,177
		36	0,2975	0,2525
		38,25	0,3438	0,2929
		40,5	**0,397**	**0,3413**
		42,75	0,458	0,388
		45	0,5296	0,438
2	N53H (expansion biaxiale, u=0,2)	22	0,0412645	0,1219
		30	0,23876	0,0863713
		32	**0,287531**	**0,09947**
		34	0,411301	0,105242
		38	0,718921	0,105517
3	N55(traction uniaxiale, u = 0,05)	44	0,3165	-0,2094
		49,5	0,4024	-0,2651
		55	**0,5321**	**-0,335**
4	N56(traction uniaxiala, u = 0,2)	44	0,3459	-0,232
		49,5	0,4477	-0,2892
		55	**0,568**	**-0,359**

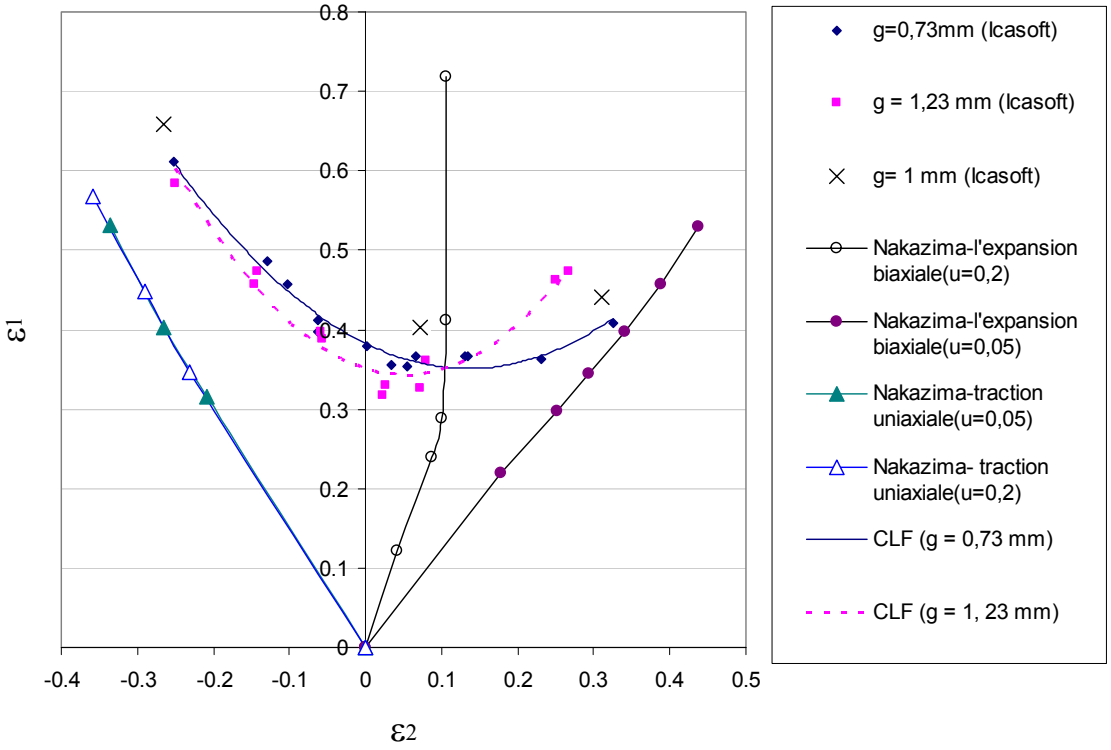


Fig. 7.35

La hauteur d'emboutissage soulignée en gras dans le tableau 7.8 est celle qui correspond aux déformations obtenues juste avant d'atteindre la courbe limite de formage, fig. 7.35. On retrouve les mêmes ordres de grandeur que dans l'expérience, avec des enfoncements plus forts en traction uniaxiale qu'en expansion biaxiale, et plus forts avec téflon que sans téflon (voir fig. 6.36, 6.39 et 6.42).

7.4 Les résultats obtenus pour l'emboutissage des godets

7.4.1 Généralités sur les champs de contraintes et de déformations obtenus

La simulation du processus d'emboutissage des godets a été réalisée principalement pour étudier l'influence de l'anisotropie de la tôle. On a déterminé l'intensité des cornes d'emboutissage et l'évolution de la force en fonction de la profondeur d'emboutissage, le matériau étant décrit à l'aide des deux critères de plasticité : le critère de Hill avec anisotropie transverse et le critère de Ferron. Les résultats des simulations qui ont été effectuées sont présentés dans le tableau 7.9.

Tab 7.9

Model	L'épaisseur d'éprouvette, mm	Le critère de plasticité	Force maximum [KN]			Hauteur d'emboutissage [mm]		
			abaqus	exp.	E, %	abaqus	exp.	E, %
1	0,73	Ferron	23,67	27,60	14,24	15,02	18,81	20,15
2		Hill, anis. transv	25,6	27,60	7,25	15,02	18,81	20,15
3	1	Ferron	36.62	38,25	4,26	15,02	17,35	13,43
4		Hill, anis. transv	36,67	38,25	4,13	15,02	17,35	13,43
5	1,23	Ferron	40,85	49,99	18,28	15,03	16,27	7,62
6		Hill, anis. transv	43,21	49,99	13,56	15,03	16,27	7,62

Dans la figure 7.36. on présente la distribution des déformations sur la direction 1 dans le cas du matériau défini à l'aide du critère de Hill, qui prend en considération l'anisotropie transverse, dans la figure 7.37 dans le cas de l'utilisation du critère de Ferron, pour la valeur g = 1,23 mm.

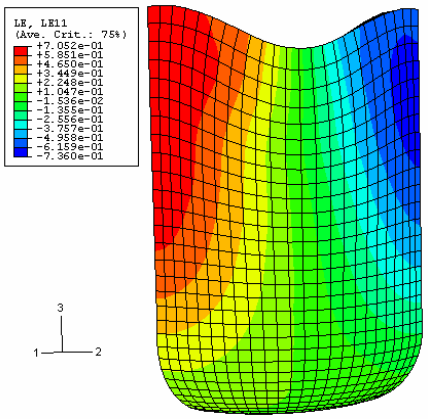


Fig. 7.36

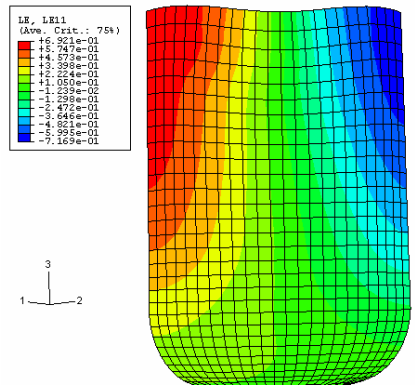
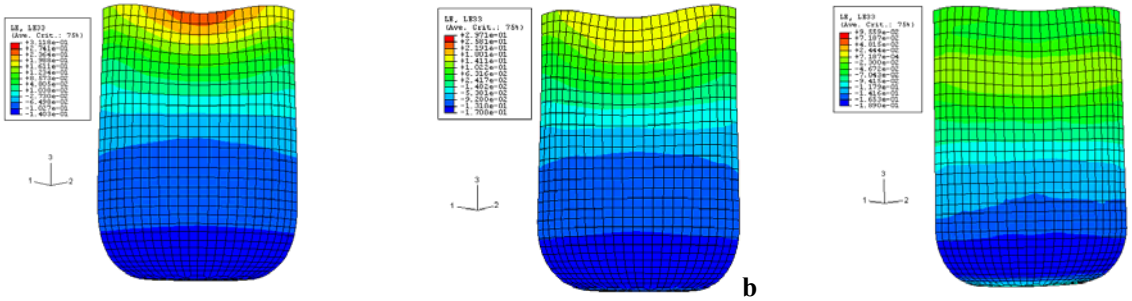


Fig. 7.37

La distribution des déformations en épaisseur est présentée dans la figure 7.38 pour :
a)g = 0,73mm; b) g = 1mm b) g = 1,23mm.



a **b** **c**

Fig. 7.38

7.4.2 Evolution de la force d'emboutissage en fonction de l'enfoncement du poinçon

L'évolution de la force en fonction de la profondeur d'emboutissage pour les trois valeurs de l'épaisseur de la tôle est présentée dans les figures 7.39, 7.40 et 7.41. On observe que l'évolution des forces d'emboutissage obtenues à la suite d'un processus de simulation proche de celle obtenue par voie expérimentale.

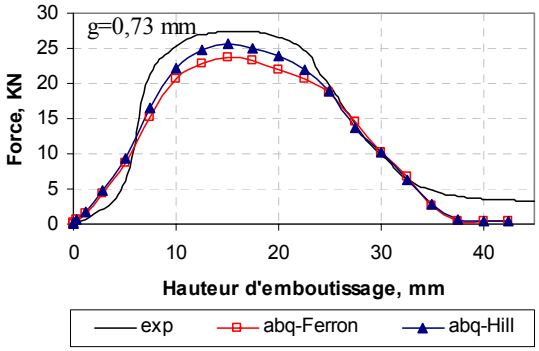


Fig. 7.39

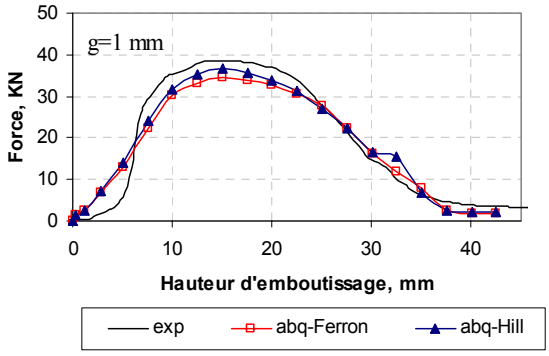


Fig. 7.40

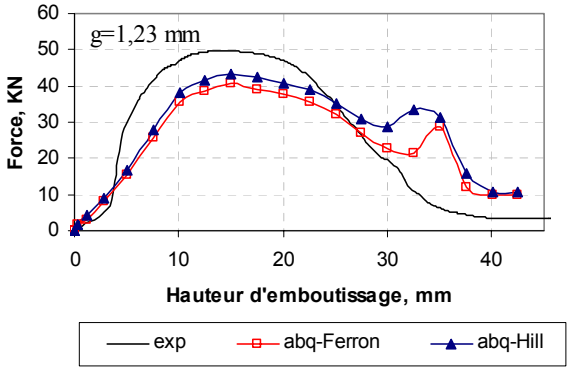


Fig. 7.41

7.4.3 Analyse des cornes d'emboutissage

La hauteur des godets obtenue par voie expérimentale et par simulation en fonction de l'angle par rapport à la direction de laminage est représentée dans le tableau 7.10. L'erreur E a été calculée à l'aide de la relation (7.1).

Tab. 7.10

α, degré	0	45	90	135	180	225	270	315	360
h=0,73mm									
H (Exp.), mm	32,37	31,30	33,16	32,0	32,92	30,69	32,38	31,15	32,37
H (Ferron), mm	33,14	30,37	32,49	30,37	32,50	30,37	32,49	30,37	3,14
E, %	2,38	2,97	2,02	5,09	1,28	1,04	0,34	2,50	2,38
H(Hill), mm	32,50	28,25	33,27	28,25	33,14	28,25	33,27	28,25	32,50
E, %	0,40	9,74	0,33	11,72	0,67	7,95	2,75	9,31	-0,40

h=1mm									
H (Exp.), mm	33,55	30,15	33,05	29,92	32,14	29,52	33,17	30,17	33,55
H(Ferron), mm	33,30	30,81	33,23	33,81	33,30	30,81	33,23	30,81	33,30
E, %	0,75	-2,19	-0,54	-13,00	-3,61	-4,37	-0,18	-2,12	0,75
H(Hill), mm	33,98	28,64	33,95	28,64	33,98	28,64	33,95	28,64	33,98
E, %	1,28	5,01	2,72	4,28	5,72	2,98	2,35	5,07	1,28
h=1,23mm									
H (Exp.), mm	33,72	30,61	33,44	29,95	33,23	30,56	33,77	30,53	33,72
H (Ferron), mm	34,05	32,48	34,06	32,48	34,05	32,48	34,06	32,48	35,05
E, %	0,98	6,11	1,85	8,45	2,47	6,28	0,86	6,39	3,94
H(Hill), mm	35,05	30,98	35,06	30,98	35,05	30,98	35,06	30,98	34,05
E, %	3,94	1,21	4,84	3,44	5,48	1,37	3,82	1,47	0,98

Dans la figure 7.42, 7.43 et 7.44, on compare les cornes d'emboutissage, obtenues par voie expérimentale et par simulation pour les tôles A5. La description du matériau a été réalisée à l'aide du critère de Hill avec anisotropie transverse et à l'aide du critère de Ferron.

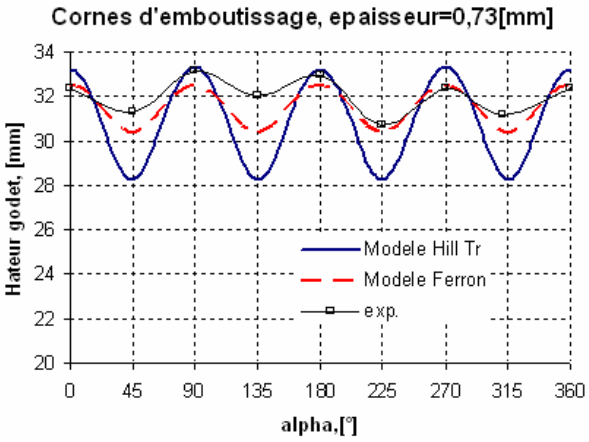


Fig. 7.42

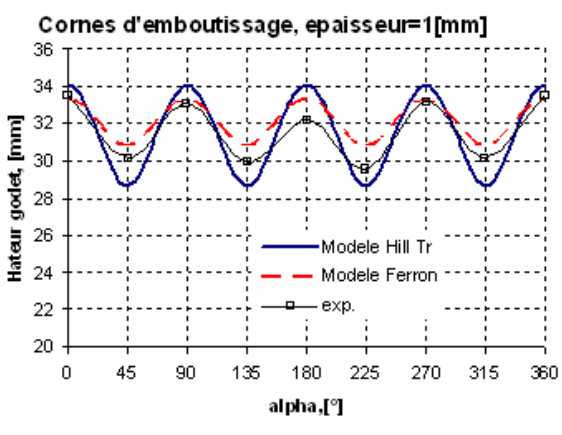


Fig. 7.42

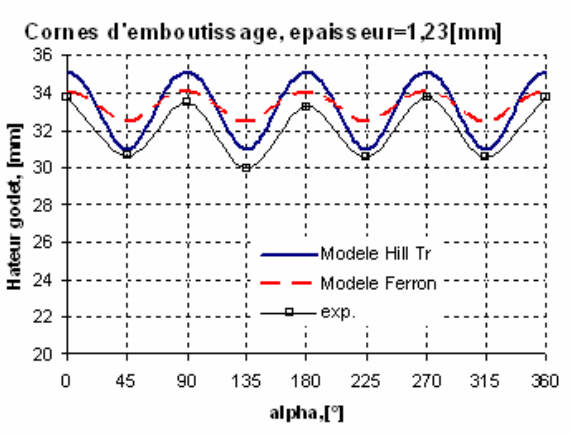


Fig. 7.41

Les résultats obtenus à la suite du processus de simulation dans le cas de la description du matériau à l'aide du critère de Ferron sont similaires avec ceux obtenus par voie expérimentale. La hauteur des cornes, qui a été obtenue par voie expérimentale est plus petite que celle obtenue à l'aide du critère de Hill, indépendamment de l'épaisseur du matériau. Ce fait est en correspondance directe avec les variations des déformations radiales en fonction de l'orientation, et finalement avec les variations des contraintes d'écoulement plastique en fonction de l'orientation.

7.5 Conclusions concernant les résultats de simulation

La simulation de l'essai de traction a été réalisée afin de vérifier que la simulation numérique reproduit correctement la loi de comportement introduite dans le sous programme VUMAT d'Abaqus, qui a été ajustée sur les résultats expérimentaux de traction. Afin de montrer cela, on a comparé les coefficients d'anisotropie déterminés par voie expérimentale avec ceux qui ont été déterminés à la suite d'un processus de simulation. En comparant les valeurs obtenues, on a pu observer des différences négligeables. Les courbes d'écrouissage sont également très bien reproduites.

La simulation de l'emboutissage avec un poinçon cylindrique á fond plat a eu comme but de comparer les résultats expérimentaux avec ceux obtenus par simulation en ce qui concerne :

- l'évolution de la force en fonction de la profondeur d'emboutissage, en examinant en même temps la force maximum d'emboutissage et la profondeur où apparaît la striction;

- la distribution des déformations $\varepsilon_1, \varepsilon_2$ sur la demi-longueur de l'éprouvette;

- les trajets de déformation.

Dans tous les cas, on a décrit le matériau, successivement, a l'aide de trois critères de plasticité : le critère de Hill prenant en considération la valeur du coefficient d'anisotropie normale, le critère de Hill prenant en considération l'anisotropie transverse et le critère de Ferron.

En comparant l'évolution de la force en fonction de la profondeur d'emboutissage, on peut observer que la profondeur d'emboutissage déterminée par simulation numérique est plus faible que celle déterminée par voie expérimentale, pour la même force d'emboutissage. Ce phénomène est probablement dû à un avalement réel de l'ensemble flan plus contre flan plus fort que celui estimé par simulation numérique

On note aussi expérimentalement que le contre flan se fissure, ce qui conduit à une diminution de la force nécessaire pour la réalisation du processus d'emboutissage, tandis que dans la simulation le trou du contre flan s'agrandit de façon importante, les éléments qui l'entourent s'allongeant sans se rompre.

En étudiant la distribution des déformations et la profondeur d'emboutissage, on peut établir le lieu où se produit la rupture. Ainsi, pour les largeurs de flan correspondant à la traction uniaxiale et à la déformation plane, la rupture se produit au milieu de l'éprouvette emboutie. Afin de montrer cela, on a utilisé la courbe limite de formage du matériau, courbe qui a été déterminée par voie expérimentale. Au point défini par les coordonnées $\varepsilon_1, \varepsilon_2$ où le trajet croise la courbe limite de formage, se trouvent les déformations obtenues à striction et par suite la profondeur maximum d'emboutissage.

On a également analysé l'influence du critère de plasticité sur l'évolution de la force d'emboutissage et sur la distribution des déformations. Dans le cas de la traction uniaxiale, des résultats très proches sont obtenus à l'aide des trois critères, ce qui peut être expliqué par le fait que les contraintes supportées par le matériau sont égales dans le cas de cette sollicitation.

Dans le cas de la traction plane et de l'expansion biaxiale, la force d'emboutissage obtenue par le critère de Ferron est plus faible, en raison des contraintes qui sont moindres dans le cas de ce critère à cause de la surface de plasticité qui est plus aplatie dans le domaine de l'expansion.

À l'aide de la ***simulation de l'emboutissage hémisphérique***, on a analysé les résultats obtenus en comparaison avec l'expérience.

On a pris en considération l'influence du critère de plasticité et du frottement poinçon-éprouvette sur :

- l'évolution de la force d'emboutissage

- la force maximum d'emboutissage et la profondeur maximum
- la distribution des déformations

Ainsi, on a obtenu le résultat suivant: l'évolution de la force obtenue par simulation, dans le cas où l'on utilise le critère de Hill avec anisotropie normale est identique à celle obtenue par voie expérimentale, pour les deux conditions de frottement envisagées.

La force maximum d'emboutissage a des valeurs proches des valeurs expérimentales. La profondeur maximum a été définie numériquement à l'aide de la courbe limite de formage du matériau comme dans le cas l'emboutissage avec poinçon cylindrique à fond plat.

Dans le cas de l'expansion biaxiale, la distribution des déformations montre que la rupture du matériau s'éloigne du centre de la pièce emboutie pour un coefficient de frottement fort, comme on l'a vu dans les expériences. D'autre part, on observe comme dans les expériences que la rupture se produit à la limite du contact avec le poinçon dans le cas de la traction uniaxiale.

La simulation de l'emboutissage d'un godet a eu comme but de comparer les résultats expérimentaux avec ceux obtenus par simulation en ce qui concerne :

- l'évolution de la force en fonction de la profondeur d'emboutissage, en établissant en même temps la force maximum d'emboutissage,
- les cornes d'emboutissage.

Nous avons réalisé la simulation d'un godet pour deux critères de plasticité: le critère de Hill avec anisotropie transverse et le critère Ferron. Les évolutions de la force en fonction de la profondeur d'emboutissage sont identiques avec les deux critères. Par contre les cornes sont plus faibles avec le critère de Ferron, et en meilleur accord avec les résultats expérimentaux.

La conclusion qui en résulte est que, avec un modèle prenant en compte correctement l'écrouissage et la forme de la surface de charge, la simulation conduit à obtenir des résultats proches de la réalité et permet d'établir, au stade du projet, si l'on peut réaliser sans risque, par un processus d'emboutissage, une pièce donnée qui ait une certaine géométrie.

8. CONCLUSIONS. PERSPECTIVES.

Cadre général de l'étude

L'emboutissage est le processus de déformation plastique des tôles qui a comme résultat l'obtention de pièces avec des formes complexes. La réalisation des pièces par emboutissage impose l'utilisation d'outils complexes et chers. Souvent les pièces obtenues n'ont pas la qualité demandée, et présentent des défauts comme : amincissement localisé (striction) conduisant à la rupture de la pièce, plissement de la tôle, état de surface inacceptable associé à la formation de bandes de cisaillement, retour élastique mal maîtrisé, etc.

L'élimination de ces défauts qui concernent la qualité est coûteuse en argent et en temps, en imposant des changements sur les outils. Pour cette raison, les travaux effectués dans le domaine et dans le cadre de cette thèse ont suivi la recherche des méthodes qui peuvent permettre la réalisation des pièces dans le cadre d'un cahier des charges, sans revenir sur la technologie appliquée et sur les outils.

La simulation du processus utilisant la méthode des éléments finis est une méthode de plus en plus utilisée pour tenter d'éliminer dès la phase de conception les défauts de qualité qui peuvent apparaître sur les pièces embouties. La méthode permet tout particulièrement d'étudier l'influence de divers facteurs sur la distribution des contraintes et déformations dans les pièces déformées plastiquement.

Les données d'entrée qui peuvent être prises en compte pour la simulation avec la méthode des éléments finis, dans le processus d'emboutissage sont : le matériau de la tôle représenté par les paramètres des modèles de comportement utilisés, l'épaisseur de la tôle, la profondeur d'emboutissage, la force de serrage de la tôle, le coefficient de frottement serre flan - matrice, tôle-poinçon, la géométrie du poinçon, de la matrice et du serre flan. Suite à la simulation on obtient une série de résultats comme : la forme de la pièce emboutie, les contraintes et les déformations à chaque noeud de la pièce emboutie, l'évolution de la force d'emboutissage en fonction de la course du poinçon, etc. Ces éléments permettent de tirer des appréciations sur le résultat final d'emboutissage et sur les interventions qui s'imposent pour éviter les défauts.

Les recherches effectuées dans le cadre de la thèse de doctorat ont eu comme objectifs : l'obtention des données matériau pour l'acier A5 STAS 10318-80, et la

détermination des courbes de limite de formage pour cet acier, en vue de simuler l'emboutissage des tôles réalisées en acier A5 et de confronter les résultats obtenus par simulations et expérimentations.

Contributions apportées par l'étude

On peut considérer que les recherches réalisées pour atteindre les objectifs établis apportent certaines contributions dans le domaine.

La première contribution est liée à la détermination des caractéristiques mécaniques des tôles en acier, caractéristiques qui sont utilisées pour définir le matériau dans le cadre de la simulation du processus d'emboutissage. En utilisant les résultats obtenus suite à l'essai de traction on a déterminé les coefficients du matériau dans la loi d'écrouissage de Swift (k, n et ε_0), pour trois épaisseurs de la tôle (0,73mm, 1mm et 1,23mm). L'essai a été réalisé sur une machine de traction équipée avec un ordinateur qui réalise les commandes et qui fournit les fichiers de résultats obtenus. Les coefficients d'anisotropie: R_{0^o}, R_{45^o}et R_{90^o} pour les trois épaisseurs ont été déterminés par la mesure des déformations superficielles par la méthode de corrélation d'images. Pour cela, sur des échantillons coupés à des angles de 0º, 45º et 90º de la direction de laminage, on a déposé un réseau (le mouchetis) de peinture blanche et des petites gouttes de peinture noire. La mesure de déformation sur le réseau a été réalisée par la corrélation de deux images : l'image initiale du réseau et l'image déformée. Pour réaliser cette corrélation on a acquis des images pendant l'essai de traction à l'aide d'une vidéo caméra connectée à l'ordinateur, et utilisé le programme de corrélation d'images et de calcul des déformations Icasoft.

En utilisant les coefficients d'anisotropie ainsi déterminés, ont été calculés les paramètres de la surface de charge du matériau pour quatre critères de plasticité : von Mises, Hill avec anisotropie plane et anisotropie transverse, et Ferron. Les paramètres d'écrouissage et les paramètres de la surface de charge ont été utilisés pour définir le matériau dans les simulations du processus d'emboutissage. Une fois calculés, ces paramètres ont été utilisés pour toutes les simulations des différents processus d'emboutissage étudiés.

La deuxième contribution a consisté à déterminer, pour l'acier étudié, les courbes limites de formage à striction. Les courbes limites de formage sont utilisées pour déterminer si une pièce, d'une configuration donnée, peut être obtenue par emboutissage. Pour cela, on mesure ou on calcule les déformations maximales auxquelles le matériau est soumis lors de l'emboutissage de la pièce. Si les points représentatifs de ces déformations sont placés sous la courbe, la pièce peut être réalisée sans risque de striction.

La détermination des courbes limites de formage a imposé la réalisation d'essais d'emboutissage où l'état de déformation du flan doit varier entre la traction uniaxiale et l'expansion biaxiale, et la mesure de précision des déformations à striction. Comme essai d'emboutissage a été utilisé l'essai Marciniak (emboutissage avec poinçon cylindrique à fond plat) et comme méthode de mesure des déformations, la méthode de corrélation d'images. L'emboutissage a été réalisé à l'aide d'un module d'emboutissage monté sur une machine de traction – compression.

La troisième contribution est la réalisation de la simulation de l'essai de traction et de certains processus d'emboutissage: l'emboutissage avec poinçon cylindrique à fond plat, l'emboutissage hémisphérique, l'emboutissage de godets, en se servant du logiciel ABAQUS/CAE v 6.4 et 6.5. Pour réaliser ces simulations, plusieurs étapes on été parcourues, comme : la modélisation 3D des outils et des flans, la définition du matériau en utilisant les paramètres précédemment déterminés et l'association de ces paramètres aux éléments de tôle déformables (flans), la définition des interactions entre les surfaces en contact, l'établissement des conditions aux limites et les chargements, la discrétisation des éléments déformables.

La quatrième contribution a consisté à analyser comparativement les résultats obtenus par simulation avec des résultats expérimentaux. Dans ce sens, des expériences ont été réalisées dans les mêmes conditions que celles utilisées pour la simulation, en ce qui concerne la forme et les dimensions pour les outils et les flans, les interactions entre surfaces, les conditions aux limites et les chargements appliqués. Les résultats obtenus par l'expérience et par la simulation ont été comparés, en particulier :

- dans le cas de l'emboutissage avec poinçon cylindrique à fond plat:
  - l'évolution de la force en fonction de la profondeur d'emboutissage,
  - la distribution des déformations principales sur la demi-longueur du flan,
  - les trajectoires de déformation ;
- dans le cas de l'emboutissage hémisphérique:
  - l'influence du critère de plasticité et du frottement poinçon-flan sur l'évolution de la force pendant l'emboutissage,
  - la force maximale d'emboutissage,
  - la profondeur maximale et la distribution de déformations ;
- dans le cas de l'emboutissage profond des godets:
  - l'évolution de la force en fonction de la profondeur d'emboutissage,
  - les dimensions des cornes d'emboutissage.

L'analyse comparative des résultats a montré que les simulations numériques sont capables de fournir des résultats proches de la réalité expérimentale. L'importance du modèle de plasticité adopté apparait clairement dans les comparaisons entre simulations et expériences. L'anisotropie plastique joue un rôle dans tous les résultats : intensité des forces de poinçon dans les essais d'emboutissage avec poinçon cylindrique, répartition des déformations, cornes d'emboutissage dans l'emboutissage profond des godets.

Deux points sont discutés plus en détail ci-dessous : l'utilisation de la courbe limite de formage en déformation, et le choix du critère de plasticité.

Remarques sur les méthodes utilisant la courbe limite en déformation

Pour déterminer à l'aide des courbes limites de formage si une pièce ayant une configuration donnée peut être obtenue par emboutissage il faut connaître les déformations maximum auxquelles est soumis le matériau lors de l'emboutissage. Dans le cas des pièces de forme complexe la détermination des déformations maximum est faite soit expérimentalement, soit par la simulation du processus d'emboutissage.

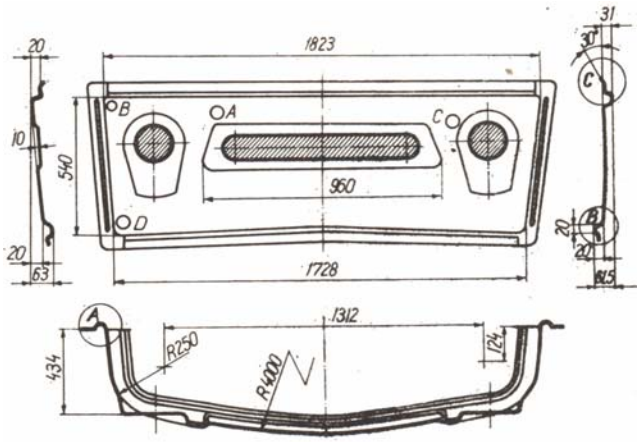


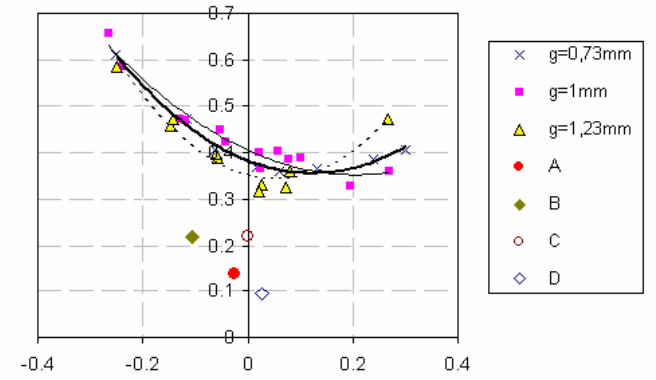
Fig. 8.1

Pour montrer la manière d'utiliser les courbes limites de déformation déterminées dans ce travail on prend en considération un cas concret présenté dans le travail [ZGU 77]. Celui-ci concerne la détermination expérimentale des déformations maximum qui apparaissent à l'emboutissage du panneau inférieur d'un microbus. Les déformations maximum apparaissent aux points A, B, C, D, fig. 8.1. Les résultats obtenus sont présentés dans le tableau 8.1.

Tab. 8.1

Point	ε_1	ε_2
A	0,137	-0,025
B	0,218	-0,105
C	0,218	0
D	0,094	0,028

Supposant que le matériau utilisé est l'acier pour emboutissage profond A5 STAS 10318-80 on représente sur la courbe limite de formage chaque point de coordonnées $\varepsilon_1, \varepsilon_2$, fig. 8.2.



Dans cette figure on observe que tous les points où apparaissent les déformations maximum, sont placés sous le diagramme ce qui signifie qu'on ne court pas le risque de fissuration du matériau à l'emboutissage.

Fig. 8.2

Ces points étant placés largement sous le diagramme, la marge de sécurité dans l'obtention de la pièce est grande. On doit toutefois noter que ce raisonnement suppose que les trajets de déformation aux différents points A, B, C, D doivent être relativement proches de trajets linéaires, puisque la courbe limite de formage en déformation n'est valide que dans ce cas.

On peut également noter que dans ce cas – ci pour l'obtention de la pièce on peut utiliser un matériau ayant de moins bonnes qualités d'emboutissage et en particulier une courbe limite de formage plus basse, et implicitement moins cher. Toutefois, il ne faut pas oublier que les répartitions des déformations pourront être différentes si on change de matériau.

Remarques sur le choix du modèle de plasticité

Simulant le processus d'emboutissage on peut établir si une pièce ayant une certaine forme peut être obtenue. Pour que les résultats obtenus par la simulation soient les plus proches possible des résultats réels il faut que le matériau soit correctement caractérisé.

Le matériau peut être caractérisé pour la simulation en utilisant les coefficients d'une équation qui décrit la relation entre les efforts et les déformations dans le domaine plastique et les coefficients qui correspondent à un critère de plasticité.

L'équation utilisée dans ce travail pour décrire la relation entre les efforts et les déformations dans le domaine plastique est l'équation de Swift, dont les coefficients sont reportés dans le tab. 8.2.

Tab. 8.2

Epaisseur de la tôle g, mm	n	K	ε_0
0,73	0,236	529,4	0,0073
1	0,213	543,1	0,0065
1,23	0,219	535	0,0050

La tôle A5 est un matériau à anisotropie transverse qui présente des valeurs du coefficient d'anisotropie (anisotropie de déformation) et des valeurs des contraintes d'écoulement (anisotropie en contrainte) différentes pour différentes directions de traction dans le plan de la tôle (0°, 45°, 90°). En tenant compte de cet aspect, le critère de forme quadratique proposé par Hill en 1948 représente de loin le critère le plus utilisé dans les simulations numériques. Toutefois de nombreux autres critères ont été proposés au cours des vingt dernières années pour affiner la description du comportement plastique sous sollicitations tridimensionnelles. Nous avons sélectionné dans ce travail le critère de Ferron, qui permet par ailleurs d'obtenir des descriptions proches de celles d'autres critères récents (tels que ceux de Barlat, Karafillis et Boyce, Banabic et al.). Les coefficients correspondant au critère de Hill (anisotropie transverse) et au critère de Ferron sont rappelés dans le tab. 8.3.

Tab. 8.3

Critère	**Epaisseur de la tôle, mm**	**Coefficienț**								
		A	*B*	*k*	*m*	*n*	*p*	*q*	*a*	*b*
Hill, anisotropie transverse	0,73	3,14	9	0	2	1	1	1	-0,0761	1,519
	1	3,04	9	0	2	1	1	1	-0,0511	1,471
	1,23	3,78	9	0	2	1	1	1	-0,0128	1,129
Ferron	0,73	3,125	9.375	0,07	2	2	2	1	-0,0466	0,7734
	1	3,036	9,108	0,07	2	2	2	1	-0,0312	0,7647
	1,23	3,587	10,76	0,16	2	2	2	1	-0,0079	0,5175

Nous avons observé que le choix du critère de plasticité influence sensiblement les résultats. L'influence du critère de plasticité sur l'évolution de la force d'emboutissage est liée à l'intensité des contraintes d'écoulement prévue par le critère : ainsi, les contraintes d'écoulement prévues dans le domaine de l'expansion évoluent de façon croissante en considérant successivement les critères de von Mises, de Ferron et de Hill. On obtient ainsi des prévisions de la force d'emboutissage croissant de façon corrélée dans les procédés d'expansion en traction plane ou en traction équibiaxiale. Nous avons observé en particulier que la force d'emboutissage prévue avec le critère de von Mises est beaucoup trop faible dans le cas du poinçonnement hémisphérique.

Les différences de prévisions entre les critères de Hill et de Ferron sont les plus nettes en ce qui concerne les répartitions de déformation, et particulièrement dans la prévision des cornes d'emboutissage. Ainsi, l'intensité plus faible des cornes prévue en emboutissage

profond à l'aide du critère de Ferron est directement liée à la plus faible anisotropie transverse en contraintes prévue avec ce critère. Ce résultat montre l'importance de la prise en compte d'un modèle de surface de plasticité décrivant correctement l'anisotropie transverse en contraintes dans la prévision des répartitions de déformation.

Conclusions et perspectives concernant la tôle d'acier A5 STAS 10318-80

En conclusion, on peut obtenir par simulations numériques des résultats proches de la réalité en utilisant des modèles décrivant avec précision le comportement plastique. Grâce aux outils de simulation, il devient maintenant possible d'établir dès la phase de conception si une pièce donnée, d'une certaine géométrie, peut être réalisée par une certaine technologie d'emboutissage, sans défauts. Cet objectif peut être réalisé soit en utilisant les courbes limites de formage, soit en simulant le processus d'emboutissage, soit en combinant les deux approches.

L'importance pratique de ce travail est le fait que, pour les concepteurs de pièces par emboutissage, il existe des données supplémentaires concernant la tôle d'acier A5. Pour la simulation de tout processus d'emboutissage des tôles d'acier A5 STAS 10318-80 d'épaisseur 0,73mm, 1 mm et 1,23mm, le matériau peut être caractérisé correctement en utilisant les paramètres fournis dans les tableaux 8.2 et 8.3.

En ce qui concerne la tôle A5, les recherches effectuées peuvent être développées et élargies dans plusieurs directions dont les plus importantes sont : l'étude du retour élastique, en particulier sur les godets, l'analyse métallographique du matériau après la déformation dans différentes zones de la pièce, la détermination expérimentale et / ou par simulation des contraintes résiduelles, etc.

L'ensemble des techniques et méthodes mises en œuvre dans ce travail peuvent bien sûr être étendues à tout autre matériau qui serait candidat pour la réalisation de pièces par emboutissage.

References

1. [ABI 01] **Abichou, H.**, *Simulation de l'emboutissage à froid par une méthode asymptotique numérique*, thèse de l' Université de Metz, 2001
2. [ADR 83] **Adrian, M., Badea, S.** *Bazele proceselor de deformare plastică*. Editura Tehnică, Bucureşti, 1983
3. [ARR 90] **Arrieux R.,** *Détermination théorique et expérimentale des courbes limites de formage en contraintes*, Thèse, Institut National des Sciences Appliquées de Lyon, 1990
4. [AXI 04] **Axinte C.,** *Analysis by simulation of the tools clearance variation effects in the case of cylindrical draw parts* , TSTM 10, Academy of Technical Sciences, 2004, 21-27
5. [AXI 04] **Axinte C., Chirila C**., *Experimental study of the shape and dimensional deviation of the cylindrical draw parts*, The 10th International Conference of fracture mechanics, ALMA MATER, Bacau, 2004, 205 – 209
6. [AXI 05] **Axinte C***., Springback evaluation of the cylindrtical draw parts as a function of friction coefficient,* BRAMAT 2005, Braşov
7. [BAN 92] **Banabic, D., Dorr, R. I.** *Deformabilitatea tablelor metalice subţiri. Metoda curbelor limită de deformare*. Oficiul de informare documentară pentru industria construcţiilor de maşini, Bucureşti, 1992
8. [BAN 00] **Banabic D., Balan T., Comsa D.S**., *Yeld criterion for orthotropic sheet metals, Prpceedings of the 8th international conference metal forming*, KraKow, Poland, 3-7 september 2000
9. [BAN 03] **Banabic D., Kuwabara T., Balan T., Comsa D.S., Julean D**. *Non-quadratic yield criterion for orthotropic sheet metals under plane-stress conditions*, International Journal of Mechanical Sciences, Vol. 45, 2003, Pag. 797-811
10. [BAN 05] **Banabic, D, Aretz, H., Comsa D. S., Paraianu L.** *An improved analytical decription of orthotropy in metallic sheets*, International Journal of Plasticity, 2005, Pag. 493-512
11. [BAR 97] **Barlat F.,** s.a, *Yield function development for aluminium alloy sheets*, Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 1997, Vol. 45, Nr. 11/12, pag. 1727-1763
12. [BES01] **Besson J, Cailletaud G, Chaboche J-L, Forest S**, *Mécanique non linéaire des matériaux*, HERMES Science Europe Ltd, Paris, 2001
13. [BLE 98] **Bleck, W., Deng, Z., Papamantellos, K., Gusek, C. O.** *A comparative study of the forming-limit diagram models for sheet steels*, Journal of Materials Processing Technology 83, 1998, Pag. 223–230
14. [BLU 95] **Blumenfeld, M.** *Introducere în metoda elementelor finite*. Editura Tehnică, Bucureşti, 1995
15. [BRA 05] **Brabie Gh.**, s.a., *Deformarea la rece a tablelor metalice. Fenomene de instabilitate a formei şi dimensiunilor pieselor*, Ed. Junimea, Iaşi 2005
16. [BUD 84] **Budianski, B**. *Anisotropic plasticity of plane isotropic sheets*, Mechanics of Material Behaviour, Elsevier Science Publishers, 1984, pag. 15
17. [BUT 02] **Butuc M.C., Banabic D., Barata da Rocha A., Gracio J. J., Fereira Duarte J., Jurco P., Comsa D. S.**, *The performance of Yld96 and BBC2000 yield functions in forming limit predictions,* Journal of Materials Processing Technology 125-126, 2002, Pag. 281-286
18. [CAZ 91] **Cazimirovici, E.** *Teoria deformării plastice*. Editura Didactică şi Pedagogică, Bucureşti, 1991
19. [CAZ 94] **Cazacu O., Barlat F.**, *A criterion of description of anisotropy and yield differential effects in pressure-insensitive metals*, International Journal of Plasticity 20, 2004, Pag. 2027-2045
20. [CIO 91] **Ciocârdia, C., Drăgănescu, F., Cicârdia-Crap, C., Sindilă, G., Pârvu, C.** *Tehnologia presării la rece*. Editura Didactică şi Pedagogică, Bucureşti, 1991
21. [CIR 66] **Cirilo, A., Picoş, C., Bohoşievici, C.** *Tehnologia matriţării şi ştanţării la rece*. Editura Didactică şi Pedagogică, Bucureşti, 1966
22. [COL 04] **COL, A.** *Emboutissage des tôles. Importance des modes de déformation*, 2004, www.techniques-ingénieur.fr
23. [COL 02] **COL, A.** *Emboutissage des tôles. – Aspect mécanique*, 2002, www.techniques-ingénieur.fr
24. [CON 89] **Constantinescu, I., Dăneţ, G.** *Metode noi pentru calcule de rezistenţă*. Editura Tehnică, Bucureşti, 1989

25. [COR 01]**Correia, J.P.M.** *Modelisation et etude numerique du plissement de toles dans les processus d'emboutissage profond*, Teza de doctorat, Universitatea din Metz, 2001
26. [COS 05] **Cosovici G. A., Banabic D**., *A deep-drawing test used to evaluate the performance of different yeld criteria*, Proceedings of the ESAFORM conference on material forming, 27-29 april 2005, Cluj-Napoca
27. [COU 01] **Courvoisier, L**., *Modelisation analytique et etude numerique de l'ecoulement d'une tole le long d'un jonc de retenue*.Teza de doctorat, Universitatea din Metz, 2001
28. [COU 03] **Courvoisier L., Martiny M., Ferron G.**, *Analytical modelling of drawbeads in sheet metal forming*, Journal of Materials Processing Technology, 133, pp.359-370, 2003.
29. [CRA 96] **Craveur, J**. **C.** *Modélisation des structures. Calcul par éléments finis*. Editura Masson, Paris, 1996
30. [DAR 00] **Daridon, L**., *Curs de element finit.* Universitatea din Strasbourg, 2000
31. [DES 05] **Desai Sharvari G., Pardeshi R. H., Date P.P**. *Study of initial blank shapes to minimize the earing in the octogonal shaped multi-stage formed part using finite element analysis*, Proceedings of the ESAFORM conference on material forming, 27-29 april 2005, Cluj-Napoca
32. [DEJ 02] **Dejmal, I., Tirosh , J., Shirizly, A., Rubinsky, L.** *On the optimal die curvature in deep drawing processes.* International Journal of Mechanical Sciences, 2002, Pag. 1-14
33. [DRU 49] **Drucker, D.C.** *Relation of experiments to mathematical theories of plasticity, Journal of Applied Mechanics, Transaction of the ASME*, 1949, Vol. 16, pag. 349-360.
34. [DUV 95] **Duval, J.L.** *Modélisation mécanique et simulation numérique du processus d'emboutissage et d'étirage.* Teza de doctorat, Universitatea din Paris Nord, 1995
35. [FEL 94] **Felder E.,** *Tribologie en emboutissage*, 1994, www.techniques-ingénieur.fr
36. [FER 98] **Ferran, G., Moura, A. C., Moreira, L. P.** *Computer aided development of a bending–drawing test for thin metallic sheets*. Journal of Materials Processing Technology, Vol.s 80-81,1998, Pag. 531-537
37. [FER 94] **Ferron, G., Makkouk, R., Morreale, J.,** *A parametric description of orthotropic plasticity in metal sheets,* International Journal of Plasticity, Vol.10, No 5, 1994, Pag. 431-449
38. [FER 03] **Fereshteh-Saniee, F., Montazeran, M.H.** *A comparative estimation of the forming load in the deep drawing process*, Journal of Materials Processing Technology 140, 2003, Pag. 555–561
39. [FRA 91] **Francois, D**., **Pineau, A., Zaoui, A.** *Comportament mecanique des materiaux*, vol 1, Editura Hermes, Paris, 1991
40. [FRO 98] **Fromentin, S.** *Etablissement d'un critère de striction intrinsèque des tôles et validation numérique par simulation d'emboutissage*. Teza de doctorat, Universitatea din Metz, 1998
41. [GAF 87] **Gafiţanu, M., Poteraşu, V.F., Mihalache, N.** *Elemente finite şi de frontieră cu aplicaţii la calculul organelor de maşini*. Editura Tehnică, Bucureşti, 1987
42. [GÂR 90] **Gârbea, D**. *Analiză cu elemente finite*. Editura Tehnică, Bucureşti, 1990
43. [GHO 98] **Ghouati O., Gelin J. C.**, *Identification of material parameters directly from metal forming processes*, Journal of Materials Processing Technology, Volumes 80-81, 1998, Pages 560-564
44. [GRO 00] **Gronostajski, Z**. *The constitutive ecuations for FEM analysis,* Journal of Materials Processing Technology, Vol.s 106, 2000, Pag. 40-44
45. [HAD 99] **Haddad, A., Vacher, P., Arrieux, R.** *Numerical determination of forming limit diagrams of orthotropic sheets using the `3G' theory of plasticity* Journal of Materials Processing Technology, Vol.s 92-93, 1999, Pag. 419-423 -63
46. [HAN 97] **Han S.S.**, *The influence of tool geometry on friction behavior in sheet metal forming*, Journal of Material Processing Technology 63, 1997
47. [HAS 02] **Hassan, M. A., Takakura, N., Yamaguchi, K.** *Friction aided deep drawing of sheet metals using polyurethane ring and auxiliary metal punch. Part 1: experimental observations on the deep drawing of aluminium thin sheets and foils***.** International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 42, 2002, Pag. 625-631
48. [HAS 02] **Hassan, M. A., Hino, K., Takakura, N., Yamaguchi, K.** *Friction aided deep drawing of sheet metals using polyurethane ring and auxiliary metal punch. Part 2: analysis of the drawing mechanism and process parameters*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 42, 2002, Pag. 633-642
49. [HIL 79] **Hill, R.** *Theoretical plasticity of textured agerggates,* Mathematical Proceedings of the Cambridge Philosophical Society, Vol. 85, 1979, pag. 179-191
50. [Hill 90] **Hill, R.** *Constitutive modellingof orthotropic plasticity in sheets metals,* Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 1990, Vol. 38, Nr. 3, pag. 405-417

51. [HOF 01] **Hofmann, A.** *Deep drawing of process optimized blanks*. Journal of Materials Processing Technology, Vol. 119, 2001, Pag. 127-132
52. [HU 00] **Hu, J. G., Ishikawa, T., Jonas, J. J.** *Finite element analysis of damage evolution and the prediction of the limiting draw ratio in textured aluminum sheets*. Journal of Materials Processing Technology, Vol. 103, 2000, Pag. 374-382
53. [HOR 01] **Hortig, D., Schmoeckel, D.** *Analysis of local loads on the draw die profile with regard to wear using the FEM and experimental investigations*. Journal of Materials Processing Technology, Vol. 115, 2001, Pag. 153-158
54. [HU 98] **Hu, J. G., Jonas, J. J. Ishikawa, T.** *FEM simulation of the forming of textured aluminum sheets*. Materials Science and Engineering, Vol. 256, 1998, Pag. 51-59
55. [HU 01] **Hu, P., Liu, Y. Q. Wang, J. C.** *Numerical study of the flange earring of deep-drawing sheets with stronger anisotropy*. International Journal of Mechanical Sciences, Vol. 43, 2001, Pag. 279-296
56. [HUA 96] **Huang Y.M.., Cheng J.W**., *Influence of the tool clearance in the cylindrical cup drawing process*, Journal of Material Processing Technology 57, 1996
57. [ICA 83] **Ică, C., Ică, O.** *Ambutisarea la rece. Realizarea pieselor cu forme neregulate.* Editura Tehnică, Bucureşti, 1983
58. [ILI 84] **Iliescu, C.** *Tehnologia presării la rece*. Editura Didactică şi Pedagogică, Bucureşti, 1984
59. [ILI 77] **Iliescu, C.** *Tehnologia ştanţării şi matriţării la rece.* Editura Didactică şi Pedagogică, Bucureşti, 1977
60. [INA 00] **Inal K., Wu P. D., Neale K. W.**, Simulation of earing in textured aluminum sheets**,** International Journal of Plasticity, Volume 16, 2000, Pages 635-648
61. [IOR 04] **Iordache M**. Theoretical studies through simulation considering the variation of thickness for pieces through semispherical drawing, Buletinul simpozionului internațional multidisciplinar "Universitaria ROPET", Petroşani, pag.121-125, 2004;
62. [IOR 05] **Iordache M., Vasile Gh.** *Theoretical study concerning the influence of lubrication on deformation state at the drawing of semispherical piece*, Analele Universității Valahia, Târgovişte, Secțiunea Inginerie Mecanică, 2005;
63. [IOR 05] **Iordache M., Ferron G.** *Studies concerning the simulation on semispherical drawing process for lubrication conditions*, Buletinul Ştiințific, Seria Tehnologie şi Management, Universitatea din Piteşti, anul XII, 2005.
64. [IOR 05] **Iordache M., Ferron G., Ungureanu I.** *Some studies regarding the simulation of semispheric deep drawing*, The international congress on automotive, Pitesti, 2-4 November 2005;
65. [IOR 05] **Iordache M., Ferron G., Martiny M. Ungureanu I.** *Contribution regarding the determination of limite curves of deformation at deep drawing*, The international congress on automotive, Pitesti, 2-4 November 2005;
66. [IOR 06] **Iordache M.** *Determination of the limit deformations at deep drawing by simulation of deep drawing with cylindrical punch with flat bottom*, International Scientific Conference Modern Technologies, Quality, Restructuring, Iasi, May, 25th-27th, Buletinul Institutului Politehnic Iaşi, Fascicula 5B, pag 501, 2006
67. [IOR 06] **Iordache M**. *Contributions regarding the determination of the plastic behavior of the material A5 STAS 10318-80*, International Scientific Conference Modern Technologies, Quality, Restructuring, Iasi, May, 25th-27th, Buletinul Institutului Politehnic Iaşi, Fascicula 5B, pag 507, 2006
68. [IOR 06] **Iordache M.** *Some observations about the influence of width of sheet and the mode of stress to the deep drawing force, Conference proceedings*, TEHNONAV 2006, May, 19th-21th, Constanta
69. [ISO 05] **Isobe C.** *Flash design of optimum blanks for deep cups drawn from anisotropic sheets*, Proceedings of the ESAFORM conference on material forming, 27-29 april 2005, Cluj-Napoca
70. [JAI 98]**Jain M., Allin J., Bull M. J.**, *Deep drawing characteristics of automotive aluminum alloys***,** Materials Science and Engineering A, Volume 256, Issues 1-2, 1998, Pages 69-82
71. [JAN 01] **Janssens, K., Lambert, F., Vanrostenberghe, S., Vermeulen, M.** *Statistical evaluation of the uncertainty of experimentally characterised forming limits of sheet steel*. Journal of Materials Processing Technology, Vol. 112, 2001, Pag. 174-184
72. [JEN 98] **Jensen M. R., Damborg F. F., Nielsen K. B., Danckert J.,** *Applying the finite-element method for determination of tool wear in conventional deep-drawing***,** Journal of Materials Processing Technology, Volume 83, Issues 1-3, 1 November 1998, Pages 98-105
73. [JEN 98] **Jensen M. R., Damborg F. F., Nielsen K. B., Danckert J.**, *Optimization of the draw-die design in conventional deep-drawing in order to minimise tool wear***,** Journal of Materials Processing Technology, Volume 83, Issues 1-3, 1 November 1998, Pages 106-114

74. [KIM 00] **Kim J.B., Yang D.Y., Yoon J.W., Barlat F.**, *The effect of plastic anisotropy on compressive instability in sheet metal forming*, International Journal of Plasticity, Volume 16, Issue 6, 2000, Pages 649-676
75. [KIS 02] **Kishor, N., Kumar, D., R**. *Optimization of initial blank shape to minimize earing in deep drawing using finite element method*, Journal of Materials Processing Technology 130-131, 2002, Pag. 20-30
76. [KHA 95] **Khan, A**., **Huang, S.** *Continuum theory of plasticity*. Editura John Wiley & SONS, New York, 1995
77. [KUR 00] **Kuroda, M., Tvergaard, V.** *Effect of strain path change on limits to ducility of anisotropic metal sheets*. Journal of Mechanical Science, Vol. 42, 2000, Pag. 867-887
78. [LIU 02]**Liu, Y. Q., Wang, J. C., Hux, P.** *The numerical analysis of anisotropic sheet metals in deep-drawing processes.* Journal of Materials Processing Technology, Vol. 120, 2002, Pag. 45-52
79. [MAM 97] **Mamalis, A. G., Manolakos, D. E., Baldoukas, A. K.** *Simulation of sheet metal forming using explicit finite-element techniques: effect of material and forming characteristics; Part 1. Deep-drawing of cylindrical cups.* Journal of Materials Processing Technology, Vol. 72, 1997, Pag. 48-60
80. [MAR 96]**Marinescu, G., Ivan, C.** Metoda elementului finit. Analiză numerică şi aplicaţii în termoelasticitate. Editura CIA, Bucureşti, 1996
81. [MAK94] **Makkouk, R.** Modelisation de la plasticite orthotrope en contraintes planes. Aplication a la determination des limites de formage des toles. Teza de doctorat, Universitatea din Metz, 1994
82. [MES 91] **Mesrar, R.** *Comportement plastique des tôles sous sollicitation biaxiale et analyse numérique de la mise en forme par gonflement hydraulique.* Teza de doctorat, Universitatea din Metz, 1991
83. [MEI 98] **Meinders, T., Carleer, B. D., Geijselaers, H. J. M., Huétink, J.** *The implementation of an equivalent drawbead model in a finite-element code for sheet metal forming*. Journal of Materials Processing Technology, Vol. 83, 1998, Pag. 234-244
84. [MEN 00] **Menezes, L. F., Teodosiu, C.** *Three-dimensional numerical simulation of the deep-drawing process using solid finite elements*. Journal of Materials Processing Technology, Vol. 97, 2000, Pag. 100-106
85. [MIN 99] **Mingyao Lia, Abhijit Chandrab** *Infuence of strain-rate sensitivity on necking and instability in sheet metal forming*, Journal of Materials Processing Technology 96, 1999, Pag. 133-138
86. [MOR 00] **Moreira, L. P., Ferron, G., Ferran, G.** *Experimental and numerical analysis of the cup drawing test for orthotropic metal sheets.* Journal of Materials Processing Technology, Vol. 108, 2000, Pag. 78-86
87. [MOR 02] **Moreira, L. P.,** *Etude numerique de l'influence du modele de plasticite sur le comportament des toles lors l'emboutissage*. Teza de doctorat, Universitatea din Metz, 2002
88. [MOR 05] **Moreira, L. P., Ferron, G.** *Numerical implementation of an orthotropic plasticity model in the ABAQUS finite element code and associated simulations of sheet metal forming tests***,** International Congress of Mechanical Engineering, 6-11 noiembrie, 2005, Ouro Preto, Brazilia
89. [MOR 96] **Morestin F., Boivin M.**, *On the necessity of taking into account the variation in the young modulus with plastic strain in elastic-plastic software*, Nucl. Eng. in Design 162, 107-116, 1996
90. [NAC 01]**Naceur, H., Guo, Y. Q., Batoz , J. L., Knopf-Lenoir, C.** *Optimization of drawbead restraining forces and drawbead design in sheet metal forming process*. International Journal of Mechanical Sciences, Vol. 43, 2001, Pag. 2407-2434
91. [NAG 02] **Nagâţ, G., Braha, V., Rusu, B.**, *Bazele prelucrării prin deformare plastică***,** Ed. Tehnica-Info Chişinău, 2002
92. [NAK 01] **Nakamachi, E., Xie, C. L., Harimoto, M**. *Drawability assessment of BCC steel sheet by using elastic/crystalline viscoplastic finite element analyses.* International Journal of Mechanical Sciences, Vol. 43, 2001, Pag. 631-652
93. [NAN 99] **Nandedkar, V.M., Narasimhan, K.**, *Measurement of strain history during the stretching of forming-grade steel sheets*. Journal of Materials Processing Technology, Vol. 89-90, 1999, Pag. 24-29
94. [NAT 02] **Natarajan S., Venkataswamy S., Bagavathiperumal P.,** *A note on deep drawing process: numerical simulation and experimental validation***,** Journal of Materials Processing Technology,2002
95. [OLS 70] **Olszak, W., Perzyna, P., Sawczuk, A.** *Teoria plasticităţii* (traducere din limba poloneză). Editura Tehnică, Bucureşti, 1970
96. [PAR 99] **Park S. H., Yoon J. W., Yang D. Y., Kim Y. H**, *Optimum blank design in sheet metal forming by the deformation path iteration method***,** International Journal of Mechanical Sciences, Volume41,1999,Pages1217-1232

97. [PAR 99] **Park S. B., Choi Y., Kim B. M., Choi J. C**., *A CAD/CAM system for deep drawing dies in a simple-action press***,** *Journal of Materials Processing Technology, Volume 87, Issues 1-3, 1999, Pages 258-265*
98. [PAR 75] **Parniere, P., Rault, D., Sanz, G**. *Mise en forme des métaux et alliages*. Ed. CNRS, Cap.XVIII, 1975
99. [PAR 01]**Parsa, M. H., Yamaguchi, K., Takakura, N.** *Redrawing analysis of aluminum–stainless-steel laminated sheet using FEM simulations and experiments*. International Journal of Mechanical Sciences, Vol. 43, 2001, Pag. 2331-2347
100. [PAS 95] **Pascariu, I.** *Elemente finite. Concepte-Aplicaţii*. Editura militară, Bucureşti, 1995
101. [PAU 05] **Paunoiu V. Nicoară D., Spiridonescu C., Epureanu A**. *Virtual deep drawing process wit combined restraint*, Proceedings of the ESAFORM conference on material forming, 27-29 april 2005, Cluj-Napoca
102. [ROM 70] **Romanovski, V. P.** *Ştanţarea şi matriţarea la rece* (traducere din limba rusă). Editura Tehnică, Bucureşti, 1970
103. [SHI 01] **Shi, X., Wei, Y. Ruan, X.** *Simulation of sheet metal forming by a one-step approach: choice of element*. Journal of Materials Processing Technology, Vol. 108, 2001, Pag. 300-306
104. [SHU 02] **Shuhui, L., Zhongqin, L. Weili, X., Youxia, B.** *An improved equivalent drawbead model and its application*. Journal of Materials Processing Technology, Vol. 121, 2002, Pag. 308-312
105. [TAK 00] **Takuda, H., Enami, T., Kubota, K., Hatta, N.** *The formability of a thin sheet of Mg-8.5Li-1Zn alloy*, Journal of Materials Processing Technology 101, 2000, Pag. 281-286-87
106. [TAK 99] **Takuda, H., Mori, K., Hatta, N.** *The application of some criteria for ductile fracture to the prediction of the forming limit of sheet metals*. Journal of Materials Processing Technology, Vol. 95, 1999, Pag. 116-121
107. [TAK 98] **Takuda, H., Hatta, N.** *Numerical analysis of formability of a commercially pure zirconium sheet in some sheet forming processes*. Materials Science and Engineering A, Vol. 242, 1998, Pag. 15-21
108. [TAB 01] Tabacaru V., Oancea N., **Numerical modelling of the generation of active surfaces of deep drawing dies,** *Journal of Materials Processing Technology, Volume 115, 2001,Pages127-130*
109. [TAP 80]**Tăpălagă, I., Achimaş, G., Iancău, H.** *Tehnologia presării la rece*. Institutul Politehnic Cluj-Napoca, 1980
110. [TEO 80]**Teodorescu, M.**, **Zgură, G.** *Tehnologia presării la rece.* Editura Didactică şi Pedagogică, Bucureşti, 1980
111. [TOU 97] **Touchal-Mguil, S.** *Une technique de corrélation directe d'images numériques : application a la détermination des courbes limites de formage et proposition d'un critère de striction.* Teza de doctorat, Universitatea din Metz, 1997
112. [VAS 04] Vasile Gh., Iordache M. Research on simulation of double shearing testing of sheets, Buletinul simpozionului internaţional multidisciplinar "Universitaria ROPET", Petroşani, pag.151-155, 2004;
113. [ZIM 00] **Zimniak, Z.** *Problems of multi-step forming sheet metal process design.* Journal of Materials Processing Technology*,* Vol. 106, 2000, Pag. 152-158
114. [ZIM 00] **Zimniak, Z.** *Implementation of the forming limit stress diagram in FEM simulations.* Journal of Materials Processing Technology, Vol. 106, 2000, Pag. 261-266
115. [ZAK 98] **Zaky, A. M., Nassr, A. B., El-Sebaie, M. G.** *Optimum blank shape of cylindrical cups in deep drawing of anisotropic sheet metals*, Journal of Materials Processing Technology, Volume 76, Issues 1-3, April 1998, Pag. 203-211
116. [ZEN 98] **Zeng, X. M., Mahdavian, S. M.** *Critical conditions of wrinkling in deep drawing at elevated temperature*. Journal of Materials Processing Technology, Vol. 84, 1998, Pag. 38-46
117. [ZGU 77] **Zgură, G., Ciocârdia, C., Bude, G.** *Prelucrarea metalelor prin deformare la rece*. Editura Tehnică, Bucureşti, 1977
118. [ZIM 00] **Zimniak, Z.** *Problems of multi-step forming sheet metal process design.* Journal of Materials Processing Technology*,* Vol. 106, 2000, Pag. 152-158
119. [ZOU 95] **Zoubeir, T.** *Simulation numérique de la mise en forme des tôles. Influence du modèle de plasticité*. Teza de doctorat, Universitatea din Metz, 1995
120. [XU 00] **Xu, S**., **Weinmann, K. J.** *Efect of deformation dependent material parameters on forming limits of thin sheets.* Journal of Mechanical Science, Vol. 42, 2000, Pag. 677-692
121. [YAN 99]**Yang, T., S.** *Full film lubrication of deep drawing*. Tribology International, Vol. 32, 1999, Pag. 89-96

Annexe 1

A1 Méthode de mesures des déformations par corrélation d'images

A1.1 Equipements pour l'acquisition des images

La caméra vidéo pour enregistrer les images est placée en face du miroir qui reste fixe. La caméra est une caméra numérique blanc-noir Hamamatsu 1024 X 1280 pixels reliée à l'ordinateur qui réalise l'acquisition des données.

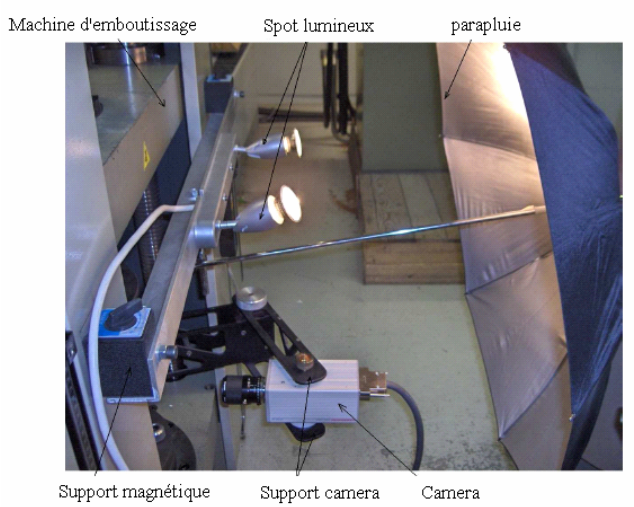


Fig. 1

La lumière nécessaire est assurée par deux spots en halogène de 50W, fixée à l'aide d'un support magnétique sur le bâti de la machine de traction. Les spots sont dirigés vers un parapluie, fig 1, qui est fixé sur le même support afin de réaliser une luminosité homogène de l'espace étudié.



Fig. 2

Pour calculer les déformations à l'aide du logiciel de corrélation il faut que les images soient codées avec 8 bits et enregistrées en format .bmp.

Pendant les essais on a utilisé le logiciel d'acquisition des images VisionStage. Au début des essais, le programme nous donne la possibilité de régler la luminosité de l'image, fig. 3, ainsi que de la centrer. Le réglage de la luminosité se réalise à l'aide de la caméra vidéo en suivant l'histogramme du programme qui donne l'intensité du noir et du blanc. Si l'image enregistrée est saturée en blanc et en noir, le programme à l'aide duquel se réalise le traitement de ces images ne peut pas calculer les déformations. Ce réglage doit être fait avant chaque essai.

A l'aide du logiciel VisionStage on peut enregistrer 300 images sur le film. L'intervalle pendant lequel on fait les enregistrements peut être plus grand au début de l'emboutissage et

plus petit à la fin afin qu'il puisse capter le moment de l'apparition de la rupture. Celui-ci permet l'acquisition d'une image chaque 5 secondes jusqu'à 10 images par seconde. Après avoir effectué l'essai, les images peuvent être triées. Celles qui ne nous intéressent pas peuvent être effacées.

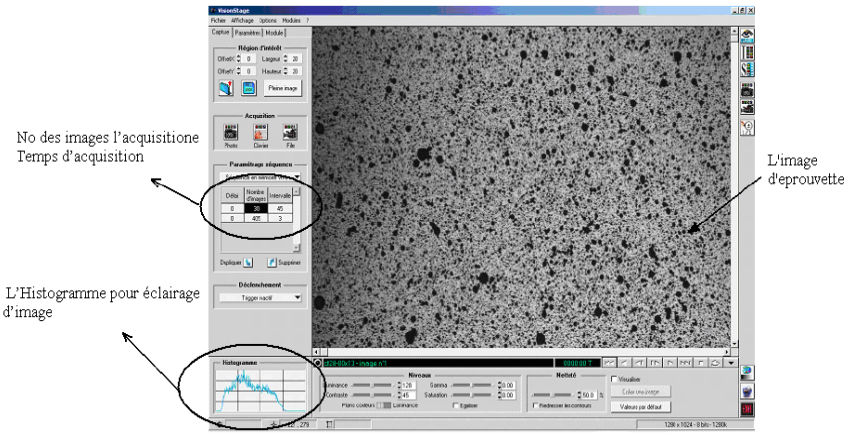


Fig. 3

A1.2 Equipements pour la réalisation des mouchetis

Les mouchetis obtenus sont réalisés avec un aérographe, fig. 4. Celui-ci est pourvu d'un capuchon avec 6 bouches de 0.1 mm. La pression nécessaire pour pulvériser est obtenue à l'aide d'un compresseur.

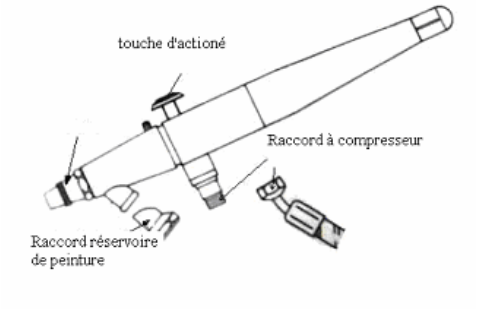




Fig. 4

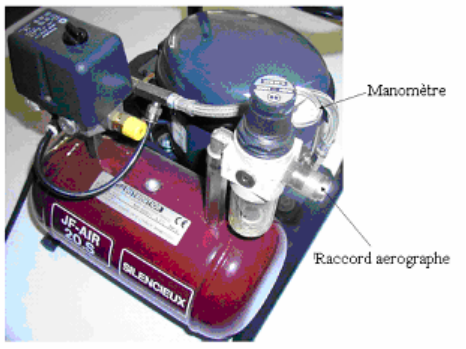




Fig. 5

Le matériau utilisé pour déposer le mouchetis est une peinture blanche et noire. Les gouttes de peinture noire déposées doivent être très fines (ne pas dépasser 50 pixels, ça veut dire 2,5 mm²). Autrement le logiciel Icasoft utilisé ne corrèle pas les images.

On a utilisé du spray Peinture Sedcolor, blanc mat. Le mouchetis, fig. 6, a été déposé par pulvérisation à l'aide de l'aérographe. On a utilisé un tube (75ml) de peinture de couleur noire. La pulvérisation a été réalisée à une pression de 6 bars et à une distance de 300-400 mm de l'éprouvette, fig. 7, afin que les particules de peinture noire soient plus fines.



Fig. 6

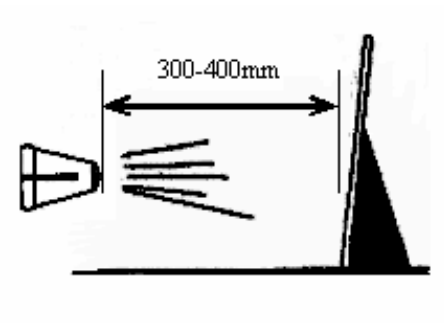


Fig. 7

A2.3Logiciel Icasoft pour l'analyse et le traitement des données

Le programme Icasoft est réalisé en trois modules: Input Data, Manager Jobs et Analyse, fig. 8.



Fig. 8

Les images acquises avec le programme VisionStage sont importées dans Icasoft en réalisant ainsi un fichier de données, nécessaire pour le calcul.

Dans le premier module, en partant de deux images: l'image initiale et l'image du matériau déformé, fig. 9, ont peut définir une ou plusieurs zones où on veut calculer les déformations.

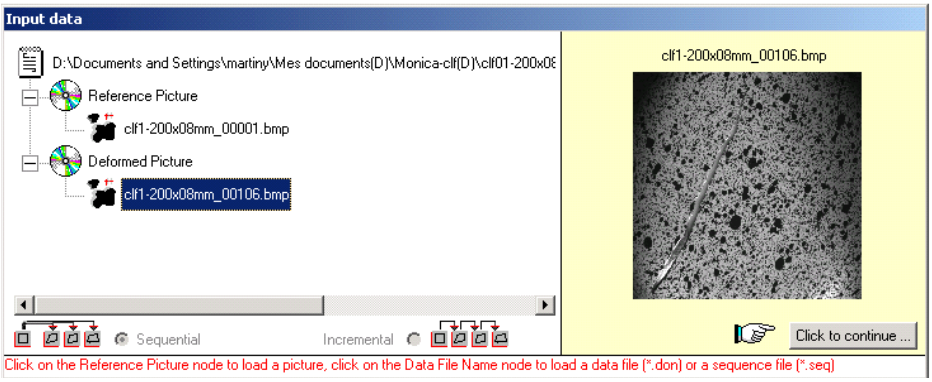


Fig. 9

On peut prendre en calcul plusieurs images intermédiaires et l'image où est apparue la rupture. Ainsi on peut déterminer les déformations intermédiaires du matériau et on peut tracer les trajets de déformation. Pour calculer il est nécessaire d'identifier avec la souris un point sur l'image initiale et sur l'image déformée.

En même temps on peut calculer les déformations qui apparaissent dans la zone de rupture. Le logiciel calcule les déformations $-\varepsilon_1$ et ε_2 dans le voisinage de la rupture et détermine un point qui se trouve sur la courbe limite de formage. Dans le module Manage Jobs le logiciel réalise le calcul des déformations. Sur la fig. 10, on a présenté un exemple de calcul des déformations ε_1 et ε_2, dans la zone de rupture du matériau.

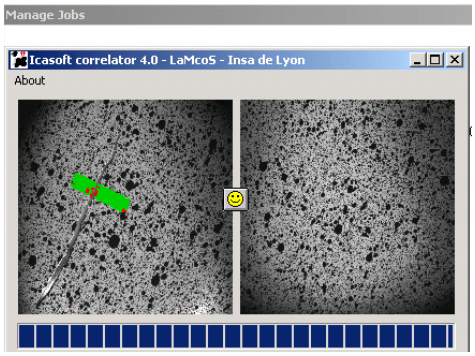


Fig. 10

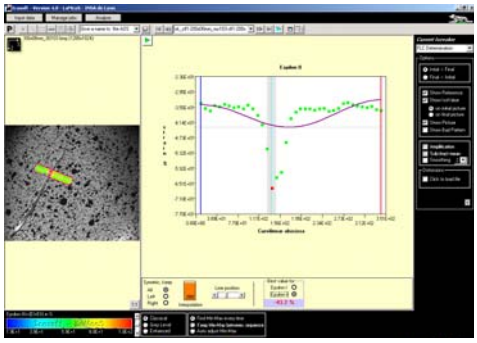


Fig. 11

Dans le mode Analyse sont données les informations calculées à la striction, fig. 11. En utilisant un des boutons  on peut calculer les déformations principales dans un point, sur une ligne perpendiculaire à la rupture, fig 4.27, ou les déformations moyennes dans une zone rectangulaire.

Dans le cas ou la luminosité n'est pas suffisante ou la peinture noire n'a pas été pulvérisée en gouttes très fines, le logiciel ne peut pas réaliser le calcul. Pour que le niveau de gris des images donné par l'histogramme soit correct, le laboratoire doit être protégé de la lumière du soleil.

Annexe 2

A2 Equipements et méthodes pour les essais d'emboutissage de godets

A2.1 Capteurs de mesure de pression et de déplacement

Le capteur inductif de déplacement TIC 35.100 peut mesurer à l'aide du pont tensiométrique, la course du poinçon. Pour cela on place le corps du capteur sur le châssis de la machine, et le bras palpeur est fixé de manière qu'il puisse se déplacer en même temps que le poinçon. Pendant la fixation du bras palpeur celui-ci se trouve dans le centre de l'orifice du capteur. Ce capteur est lié au canal 0 du pont tensiométrique à l'aide d'un câble, fig. 4.38b. Le domaine de mesure du capteur est de ± 100mm, et la tension l'alimentation est de 2V et la sensibilité de 1,443mV/V.

A l'aide des capteurs de pression on peut mesurer la pression correspondant à la force d'emboutissage. Ces capteurs sont liés au canal 2 et au canal 1 du pont tensiométrique.

Le pont tensiométrique SPIDER 8, fig. 1, permet de mesurer et d'acquérir simultanément des données sur quatre canaux. La liaison à l'ordinateur se réalise par un câble de commande sérielle RS 232 et, la communication avec l'ordinateur se réalise par les interfaces parallèles LPT.



a **b**

Fig. 1

Les commandes nécessaires se réalisent par l'ordinateur. Ainsi, une première programmation qui se réalise est celle de l'instrumentation et de l'interface qui réalise la communication avec l'ordinateur, fig. 2.

On établit pour chaque canal la manière dont on lie les capteurs (par un demi pont ou un pont complet) et le domaine de prise de valeurs qui s'encadre entre les valeurs de 3mV/V jusqu'à 500mV/V, fig. 3. Ainsi le capteur inductif est lié en demi pont et le domaine de prise des mesures peut aller jusqu'à 125mV/V.

Le capteur qui mesure la force du serre-flan est alimenté avec une tension de 10V et le capteur qui mesure la pression nécessaire pour réaliser la force d'emboutissage est lié par un demi pont, le domaine de prise de mesures allant jusqu'à 125 mV/V.

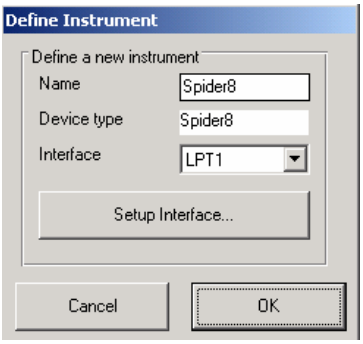


Fig. 2

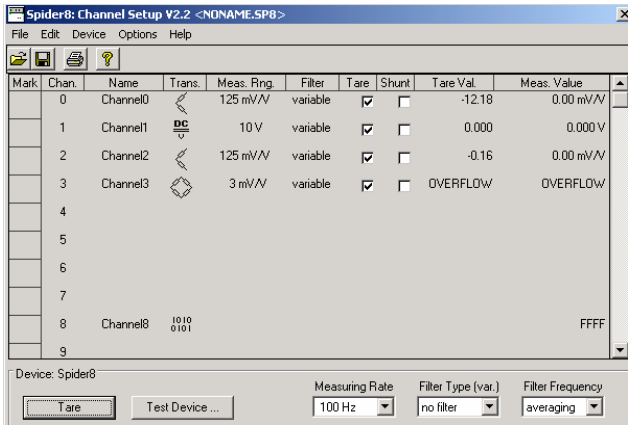


Fig. 3

A2.2 Logiciel pour l'acquisition des données

Le logiciel CATMAN utilisé pour l'acquisition des données est structuré en trois modules, fig 4: dans le premier module on prépare l'acquisition des données en établissant le type et la manière de lier les capteurs ainsi que le domaine de prise des valeurs, dans le deuxième module se réalise l'acquisition automatique des données et dans le troisième module se réalise le calcul à partir des données.

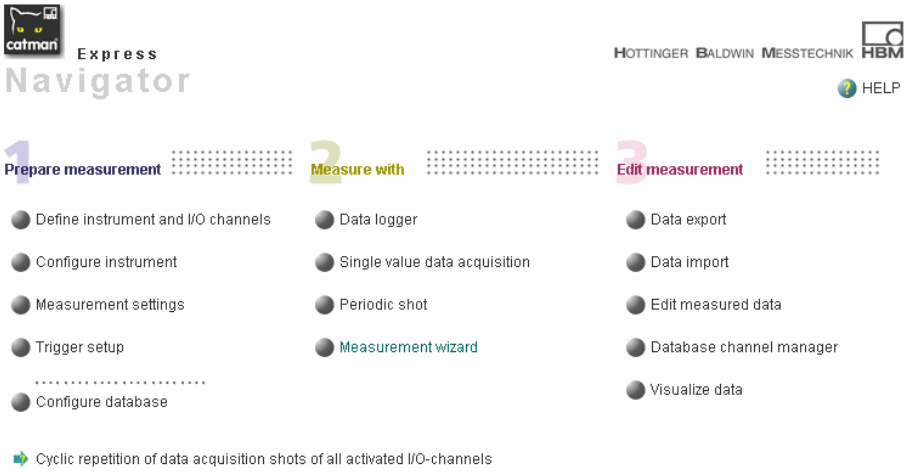


Fig. 4

L'acquisition des données peut être réalisée de trois manières: elles peuvent être enregistrées en permanence jusqu'à ce que l'on commande l'arrêt de l'acquisition ; on peut acquérir une seule valeur ou on peut enregistrer des données à certains moments de l'expérience définis au préalable.

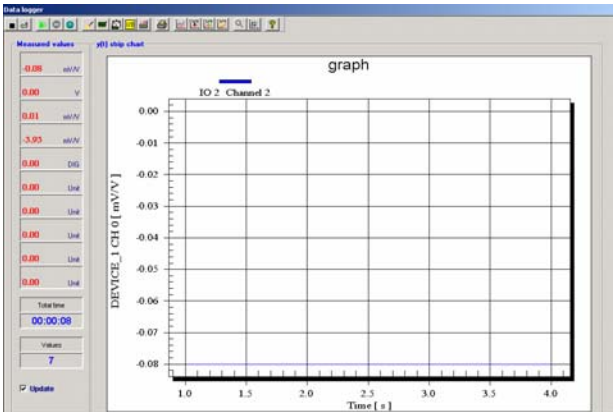


Fig. 5

Dans l'emboutissage des godets les données ont été acquises en permanence sur les trois canaux du pont tensiométrique. Pendant l'enregistrement des données le programme affiche l'évolution des paramètres mesurés qui a été établi d'avance en fonction du temps, le nombre des valeurs enregistrées et le temps passée dès le commencement de l'acquisition, fig.5.

Dans le troisième module les données peuvent être enregistrées comme des fichiers EXCEL.