



HAL
open science

Définition de protocoles rationnels d'identification de loi de comportement élastoplastique : Application à la simulation éléments finis d'opérations industrielles d'emboutissage

Olga Incandela

► To cite this version:

Olga Incandela. Définition de protocoles rationnels d'identification de loi de comportement élastoplastique : Application à la simulation éléments finis d'opérations industrielles d'emboutissage. Modélisation et simulation. Université de Savoie, 2006. Français. NNT : . tel-00192731

HAL Id: tel-00192731

<https://theses.hal.science/tel-00192731>

Submitted on 29 Nov 2007

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

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

Université de SAVOIE

Thèse de doctorat

Discipline : Sciences pour l'ingénieur

Spécialité : Génie Mécanique et Matériaux

Soutenue le 22 septembre 2006 par

Olga MAKAROVA épouse INCANDELA

Définition de protocoles rationnels d'identification de lois de comportement élastoplastiques :
Application à la simulation éléments finis d'opérations industrielles d'emboutissage

Membres du jury :

BALLAND P., Maître de Conférences, Université de Savoie, Directeur

TABOUROT L., Professeur, Université de Savoie, Co-Directeur habilité

GASPERINI M., Professeur, CNRS/Université Paris-Nord, Rapporteur

MANACH P.-Y., Professeur, Université de Bretagne Sud, Rapporteur

BRUNET M., Professeur à l'INSA de Lyon, Président

DUARTE J., Professeur, Université de Porto (Portugal), Examineur



**Laboratoire SYstèmes et Matériaux pour la
MEcatronique (SYMME) / Polytech'Savoie
Domaine Universitaire BP 806,
74 016 ANNECY Cedex (France)**

A ma famille

Remerciements

Je tiens à exprimer tout d'abord toute ma sincère reconnaissance à Pascale Balland et Laurent Tabourot pour leur encadrement, leurs nombreux conseils et leur soutien constant tout au long de ma thèse.

Je remercie Monique Gaspérini et Pierre-Yves Manach d'avoir accepté d'être rapporteurs, et Michel Brunet et Jose Duarte de me faire l'honneur de participer au jury.

Je suis très reconnaissante à Max Giordano, Directeur du laboratoire pour m'avoir accueillie au sein de son laboratoire et à Robert Arrieux, directeur administratif du projet Européen pour son aide et ses recommandations concernant la bibliographie.

Ma reconnaissance va également aux enseignants-chercheurs Pierre Vacher, Christophe Déprés, Hervé Louche et Eric Pairel pour leur savoir-faire à travers leurs conseils avisés.

Je remercie Michel Brunet, professeur à l'INSA de Lyon, Edgar Rauch, directeur de recherche au Laboratoire GPM2 et Gérard Ferron, professeur de l'Université de Metz pour avoir partagé leurs expériences.

J'exprime ma profonde sympathie à tous mes collègues et amis de longue date du laboratoire.

Pour leur amour et leurs encouragements j'adresse un grand merci à mes parents, mon mari Aldo et à mes deux bouts de choux Marina et Antonin qui sont venus au monde lors de mon travail sur le projet de DEA et de la thèse.

Sommaire

Introduction générale.....7

**1 Chapitre 1. Introduction à la modélisation des opérations
d'emboutissage par techniques éléments finis..... 11**

Introduction..... 11

1.1 Présentation du procédé d'emboutissage 12

1.2 Difficultés de la mise au point du procédé d'emboutissage. 18

1.3 La simulation numérique du procédé d'emboutissage 21

Choix du code éléments finis pour la simulation du procédé d'emboutissage..... 22

**2 Chapitre 2. Modélisation des lois de comportement des matériaux :
considération sur l'identification de certains paramètres..... 27**

Introduction..... 27

2.1 Théorie d'élasticité 28

2.2 Plasticité 30

2.2.1 Présentation du critère de plasticité de Von Mises (1913) 30

*2.2.2 Détermination des courbes de référence à partir des essais de traction
uniaxiale en utilisant deux méthodes de mesure de déformation 33*

2.2.3 Critère de plasticité anisotrope de Hill (1948)..... 40

2.2.4 Evolution des critères de plasticité. Ecrouissage isotrope 51

*2.2.5 L'influence de la vitesse de déformation sur le comportement de matériau
56*

Conclusion 62

3 Chapitre 3. Retour élastique. Contrainte résiduelle..... 64

Introduction..... 64

3.1 Position du problème 65

*3.2 Estimation du retour élastique et des contraintes résiduelles dans le cas de
traction simultanée de trois éprouvettes. 70*

3.2.1 Présentation de l'essai..... 70

3.2.2	Procédure expérimentale.....	72
3.2.3	Modèle de simulation de l'essai de traction des trois éprouvettes.....	73
3.2.4	Comparaison des résultats des essais réels et simulés	76
3.3	<i>Estimation de l'effet du retour élastique sur la géométrie d'un embouti.....</i>	86
3.4	<i>Optimisation d'un procédé d'emboutissage par la méthode des Plans d'Expériences de Taguchi.....</i>	90
	<i>Conclusion</i>	97

4 Chapitre 4. Détermination des conditions de localisation lors de la simulation numérique d'opérations d'emboutissage 98

	<i>Introduction.....</i>	98
4.1	<i>Courbes limites de formage</i>	99
4.2	<i>Critères de striction théoriques</i>	101
4.2.1	Critères de Force Maximum	102
4.2.2	Critères géométriques : critères de Hart et de Marciniak-Kuczynski.....	104
4.2.3	Analyse de bifurcations	104
4.3	<i>Simulation du phénomène de la localisation de déformation.....</i>	107
4.3.1	Mise en place d'une méthode de prédiction de la localisation lors d'une simulation numérique.....	107
4.3.2	Simulation du procédé d'emboutissage d'une pièce axisymétrique jusqu'à l'apparition de la striction	114
	<i>Conclusion.</i>	128

5 Chapitre 5. Optimisation des paramètres des lois de comportement et des paramètres du procédé d'emboutissage sur des essais hétérogènes 129

	<i>Introduction.....</i>	129
5.1	<i>L'influence des paramètres du modèle de la simulation sur les résultats..</i>	130
5.1.1	Paramètres du modèle de loi de comportement du matériau.....	130
5.1.2	Paramètres de l'anisotropie du matériau.....	132
5.1.3	Coefficients de frottement.	136
	<i>Conclusion</i>	138
5.2	<i>Méthode d'optimisation des paramètres du modèle de la simulation à l'aide des Réseaux de Neurones.....</i>	138
5.2.1	Présentation des Réseaux de Neurones. Notions de base.	139

5.2.2	Plan d'expériences pour optimisation du modèle de la simulation	144
-------	---	-----

Conclusion générale	159
----------------------------------	------------

Bibliographie.....	165
---------------------------	------------

6 ANNEXES	177
------------------------	------------

6.1	<i>Annexe A. L'identification des constantes du domaine de déformation élastique pour l'alliage d'aluminium Al6061T4 et l'acier DC05</i>	<i>178</i>
6.1.1	Méthode statique.....	178
6.1.2	Méthode dynamique de détermination de module d'Young	180
6.2	<i>Annexe B. Présentation d'un essai de traction uniaxiale</i>	<i>182</i>
6.2.1	Méthode classique d'identification de la courbe de référence à partir de l'essai de traction	182
6.2.2	Eléments sur les techniques d'expérimentation lors de l'essai de traction uniaxiale.....	185
6.3	<i>Annexe C. Modélisation de l'écrouissage cinématique et mixte à partir des essais cycliques de cisaillement</i>	<i>189</i>
6.3.1	Eléments sur les techniques d'expérimentation lors de l'essai de cisaillement.	189
6.3.2	Modèle de l'écrouissage cinématique non-linéaire.	193
6.3.3	Modèle d'écrouissage mixte (isotrope et cinématique non-linéaire).....	196
6.4	<i>Annexe D. Propriétés mécaniques de la tôle d'alliage d'aluminium Al6061T4 d'épaisseur 1 mm.</i>	<i>199</i>
6.5	<i>Annexe E. Propriétés mécaniques de la tôle d'acier doux DC05 d'épaisseur 0,8 mm.....</i>	<i>200</i>

Introduction générale

L'emboutissage, et plus généralement, tous les procédés d'obtention de pièces manufacturées par déformation des matériaux métalliques sont des procédés largement utilisés en fabrication mécanique et qui progressent technologiquement sans cesse pour s'accaparer des nouveaux marchés.

Les intérêts économiques et technologiques de l'emboutissage sont indéniables : grandes cadences de production, qualité géométrique et mécanique des pièces et faible taux de chutes.

La difficulté de mise en œuvre de ce procédé est liée, quant à elle, à la sensibilité du processus de mise en forme aux nombreux paramètres de production. De ce fait, la mise au point de l'opération est parfois longue et coûteuse. Elle est encore effectuée dans les entreprises par une méthode d'essais - erreurs qui montre rapidement ses limites tant sur le plan économique que sur le plan de la capitalisation de l'expérience.

Dans le cadre des laboratoires de recherche, les simulations numériques par la méthode des éléments finis sont utilisées pour traiter les différents problèmes afférents au problème de la mise en forme. A cet effet, de nombreux modèles ont été développés pour traiter les problèmes inhérents à la mise en forme : comportement élasto-viscoplastique du matériau, retour élastique, localisation, plissement...

Cependant, il existe actuellement une réticence avérée dans les services de production à recourir à cet arsenal numérique pour résoudre les problèmes industriels rencontrés lors de la mise en point d'opérations de mise en forme.

Les raisons en sont variées :

- manque de structure amont à la production,
- carence de compétences correspondantes dans le service,
- complexité des méthodes proposées et de leur mise œuvre,
- multiplicité des méthodes proposées pour traiter un seul et même problème,
- piètre qualité perçue du côté industriel pour les résultats issus de la simulation.

Certains de ces problèmes sont imputables à la structure même de l'entreprise. Les autres sont plus imputables à une perception de la recherche par les industriels et sont identifiés comme des problèmes de transfert.

Dans ce rapport, il ne s'agit pas d'apporter une solution à l'ensemble de ces problèmes, mais de tenter de créer un pont entre le monde de la recherche et le milieu industriel.

L'enjeu de ce travail est de parvenir à ce que les industriels (en particulier dans les PME) considèrent le recours aux simulations comme une alternative valable pour traiter les problèmes de mise au point des opérations d'emboutissage. Il s'agit donc

d'effectuer une action de transfert technologique nécessitant l'expertise du chercheur et le contrôle de l'industriel pour la validation.

Cet enjeu conduit à différents objectifs :

- sélectionner les différents modèles et procédures issus de la recherche transférables dans le milieu industriel,
- montrer que ces procédures produisent des résultats suffisamment précis et réalistes pour pouvoir les exploiter dans le cadre d'opérations de mise en forme.

L'adjectif transférable impose une limitation dans les choix des techniques utilisées. Celles qui impliquent une expertise avancée (programmation de routines utilisateurs par exemple) ne sont pas particulièrement ciblées dans ce rapport.

L'adjectif réaliste, quant à lui, définit le fait de pouvoir exploiter les résultats des simulations à des fins de mises au point des outillages. A ce titre, ils doivent décrire la géométrie finale de la pièce en prenant en compte précisément les retours élastiques.

Ce travail s'est naturellement inséré dans un projet européen intitulé INETFORSMEP (Intelligent system for NET shape FORming of Sheet METal Product) ayant pour objectif la réalisation d'un système capable d'effectuer la mise au point "intelligente" d'opérations d'emboutissage en vue d'obtenir des pièces avec une géométrie précise. Ce programme recourt aux plans d'expériences appliqués aux simulations numériques pour obtenir un modèle de l'opération d'emboutissage concernée. Une procédure d'optimisation est ensuite appliquée pour obtenir les paramètres du processus qui conduisent à l'obtention d'une pièce conforme à la géométrie cible.

Dans le cadre de ce projet, on retombe bien sur la nécessité de produire des simulations qui donnent des résultats précis et réalistes.

L'obtention des simulations fiables passe nécessairement par la maîtrise des différents aspects impliqués lors la simulation d'opérations d'emboutissage :

- le choix d'un code éléments finis et d'une méthode de calcul,
- le choix et la sélection des modèles de comportement élastoviscoplastique des matériaux et l'identification de ces modèles,
- la modélisation du retour élastique et l'identification du modèle,
- la modélisation de la localisation et l'identification du modèle.

Dans ce rapport, les aspects impliquant le comportement (et la modélisation) du matériau sont plus particulièrement étudiés.

Avec l'objectif d'obtenir un rendement optimal à court terme, dans un premier temps les solutions qui conduisent au meilleur rapport performance/technicité pour chaque rubrique sont proposées.

Ainsi, une première stratégie consiste à identifier les optima dans chaque item considérant que finalement la solution qui fait appel à ces optima devrait être la meilleure solution.

Le découpage du travail dans la première partie de la thèse reste donc assez traditionnel par rapport à la façon de traiter les problèmes en simulation éléments finis. Les premiers volets de la thèse abordent les sujets suivants : techniques éléments finis disponibles, modèles de comportement élastoviscoplastique des matériaux, identification des modèles de comportement, traitement du retour élastique et de la localisation.

Cette première partie du travail propose des voies originales pour améliorer simplement mais substantiellement la qualité des résultats en combinant les différents acquis de différents domaines.

Malgré tout, cette première opération met en évidence des faiblesses intrinsèques à la méthode. La principale d'entre elles étant liée au traitement indépendant des problèmes qui conduisent à cumuler au bout du compte les erreurs attachées à chaque volet.

Le point le plus pénalisant est que l'identification du comportement du matériau est effectuée à partir d'essais avec la plupart du temps des chargements dit "simples", différents des chargements observés dans les cas réels. Les modèles de comportement n'ont alors pas la versatilité suffisante pour rendre compte à la fois des configurations d'essais utilisées pour l'identification qu'ils sont alors à même de reproduire et des sollicitations complexes provoquées par les opérations d'emboutissage pour lesquelles les résultats deviennent plus erratiques.

Le dernier volet de la thèse propose alors une technique pragmatique pour tirer le meilleur parti de la combinaison identification/code éléments finis/loi de comportement, en exploitant les informations d'essais hétérogènes proches du cas réel à simuler.

Le plan de ce rapport se décline de la façon suivante.

Le premier chapitre est une introduction sur la modélisation des opérations d'emboutissage par les techniques éléments finis. Ici, on présente la problématique de la mise en forme par emboutissage et on propose de faire le point sur les outils numériques à disposition afin d'effectuer la simulation de ce procédé. Le choix du code utilisé lors du présent travail est justifié.

Le deuxième chapitre montre comment assurer les performances des modèles de comportement en les identifiant de façon très pertinente. Pour recueillir les informations lors des essais pour l'identification du comportement, la technique d'analyse d'images est utilisée.

Le troisième chapitre fait le point sur la façon de traiter le phénomène de retour élastique. Une description correcte de la distribution des contraintes au cours des différents problèmes de conditions aux limites est nécessaire pour calculer correctement les effets du retour élastique. Le rôle clé du couple modèle/identification est mis une première fois en évidence.

De la même façon, le contenu du chapitre 4 montre que la prédiction numérique de la localisation de déformation des matériaux ductiles demande aussi la description précise de l'état de contrainte lors de la mise en forme. La nécessité d'avoir une loi de comportement précise et correctement identifiée est encore soulignée. Suite à une observation et une analyse de la striction lors d'un essai de traction, une méthode de détermination de l'apparition de la localisation de la déformation est retenue. Cette méthode est fondée sur la détermination des relaxations élastiques des éléments finis se situant en dehors de la zone de localisation. Cette méthode s'applique aux simulations numériques sans complexité ni calculs supplémentaires.

Le dernier chapitre exploite toutes les informations des précédents volets pour montrer qu'une amélioration des résultats des simulations est obtenue si l'on conduit l'identification des lois de comportement sur des essais hétérogènes se rapprochant du cas réel à traiter. Cette identification inverse est conduite à partir de la méthode d'optimisation en utilisant la technique de «réseaux de neurones».

La dernière partie est consacrée aux conclusions et perspectives par rapport aux problèmes soulevés au cours de l'étude présentée dans ce manuscrit.

1 Chapitre 1. Introduction à la modélisation des opérations d'emboutissage par techniques éléments finis

Introduction

Les travaux de cette thèse s'inscrivent dans le cadre d'un projet de recherche européen intitulé Intelligent system for NET shape FORMing of Sheet METal Product (Inetforsmep).

Ce projet, d'une durée de trois ans, a mis en synergie cinq laboratoires de quatre pays européens dont deux en Pologne, un en Roumanie, un au Portugal et un en France. Chacun des laboratoires de recherche est associé à un partenaire industriel.

Le Laboratoire de Mécanique Appliquée a travaillé en coopération avec la Société d'Emboutissage Précis [Sep] localisée à Barby (73).

Les enjeux de ce projet sont les suivants :

- proposer les méthodes permettant d'améliorer la précision de la simulation numérique de type éléments finis de l'opération de mise en forme par emboutissage, notamment dans la prévision du champ de contraintes résiduelles, des effets de retour élastique et dans la prédiction d'apparition de la localisation de la déformation.
- élaborer une méthode d'optimisation d'une gamme d'emboutissage pour l'aide à la conception et à la mise au point d'une opération d'emboutissage.

L'étude présentée dans ce mémoire est consacrée prioritairement à la mise au point globale des simulations éléments finis pour obtenir des résultats précis et fiables. L'optimisation de l'opération, une fois le modèle optimisé, fait l'objet d'un autre travail de thèse [Led 05].

Pour effectuer des simulations lors de cette étude, il faut choisir un code éléments finis. Cette application doit être suffisamment représentative de celles qui sont utilisées dans le milieu industriel. La deuxième étape est de définir les techniques opératoires. Ces techniques sont liées aux caractéristiques du processus étudié : ici l'emboutissage.

Les caractéristiques du procédé conditionnent fortement les attentes au niveau des outils numériques et des méthodes qui sont utilisés. C'est pourquoi dans la première partie de ce chapitre, le procédé d'emboutissage est détaillé avec notamment les difficultés et particularités de la mise au point de ce procédé.

Dans la deuxième partie du chapitre, une brève analyse des codes commerciaux du marché actuel et l'information sur le code de simulation retenu pour le présent travail sont présentées.

1.1 Présentation du procédé d'emboutissage

L'emboutissage est un procédé de fabrication largement développé. Le Service des Etudes et des Statistiques Industrielles (SESSI) du Ministère de l'Economie, des Finances et de l'Industrie donne les chiffres suivants : en 2004, dans le monde 265 millions de tonnes de tôle d'acier et 9 millions de tonnes d'aluminium ont été transformées par emboutissage [Ses 04].

L'emboutissage est utilisé principalement dans l'industrie automobile. Ce procédé est utilisé également dans la fabrication des composants d'armoires et d'ordinateurs, des pièces d'appareils électroménagers. Il s'applique aussi aux industries du nucléaire, du bâtiment, de l'armement, de la construction aéronautique. Les **Figure 1** et **Figure 2** présentent quelques exemples de pièces embouties.

Actuellement, les entreprises appartenant à ces secteurs sont obligées d'augmenter leur productivité afin de garantir leur part de marché dans le cadre d'une économie mondialisée.



Figure 1. Les pièces obtenues par le procédé d'emboutissage



Figure 2. Emboutis fabriqués au sein de l'entreprise Société d'Emboutissage Précis, Barby(73).

Le procédé d'emboutissage des tôles minces est une technique de mise en forme qui consiste à déformer plastiquement des tôles minces à température ambiante afin d'obtenir des pièces de formes complexes. Les opérations d'emboutissage sont effectuées à l'aide de presses mécaniques ou hydrauliques sur lesquelles on monte différents outillages.

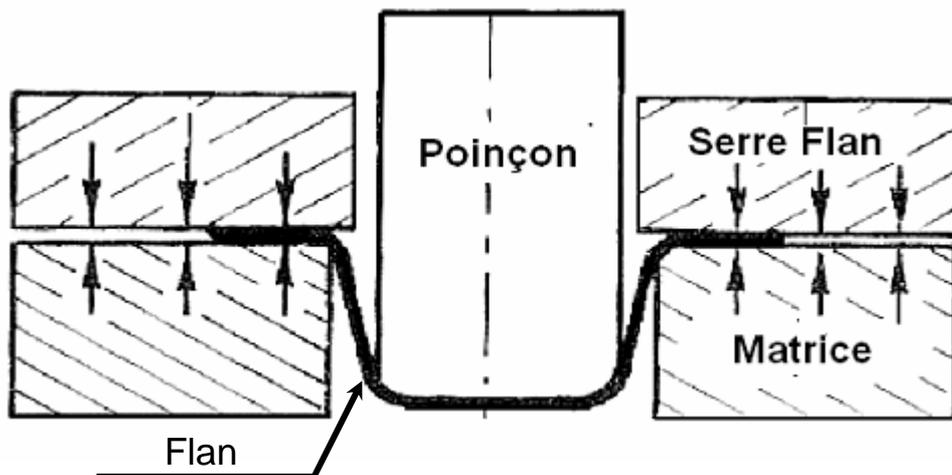


Figure 3. Schéma d'une opération d'emboutissage.

L'outillage d'emboutissage se compose généralement de trois éléments (**Figure 3**) :

- un poinçon pour appliquer l'effort d'emboutissage et délimitant le contour intérieur de la tôle,
- une matrice délimitant le contour extérieur de la tôle,
- un serre-flan qui, en pressant la tôle métallique contre la matrice contrôle son écoulement lors de la descente du poinçon.

La pénétration du poinçon dans la matrice nécessite un jeu fonctionnel entre ces deux éléments afin d'éviter l'écrasement de la tôle.

L'opération d'emboutissage d'une tôle se déroule en deux phases : une phase d'emboutissage et une phase de retour élastique.

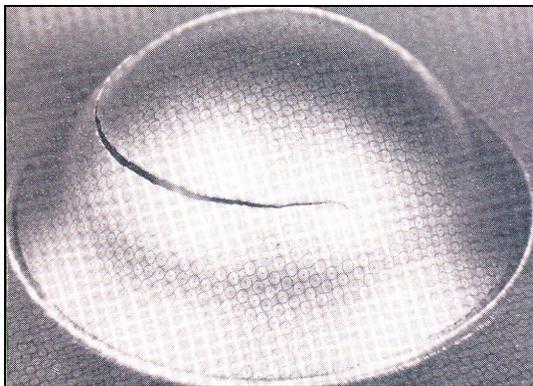
La phase d'emboutissage est elle-même composée de deux étapes : la première consiste à faire descendre le serre-flan jusqu'au contact avec la tôle et lui appliquer une pression de serrage plus ou moins élevée. La seconde étape est la descente du poinçon tout en maintenant la pression appliquée sur le serre flan.

La phase du retour élastique concerne le retrait des outils et l'extraction de la tôle emboutie. Cette étape consiste à annuler la pression de serrage, retirer le poinçon, enlever le serre-flan et éjecter la tôle hors de la matrice.

On distingue deux types fondamentaux de déformation lors de l'emboutissage : l'expansion et le rétreint.

L'expansion (**Figure 4, a**) se caractérise par une augmentation de la surface de la tôle et donc (le volume étant constant) par une réduction d'épaisseur, qui à l'extrême entraîne une rupture du métal.

Le rétreint (**Figure 4, b**) a pour origine une contrainte de compression dans la tôle, qui donne lieu à une augmentation d'épaisseur du métal ou à la formation de plis.



a) emboutissage en expansion

b) emboutissage en retreint

Figure 4. Exemples des pièces illustrant deux modes de déformation type rencontrés dans les opérations d'emboutissage.

Dans la pratique, les deux modes de déformation coexistent lors de l'emboutissage. Une pièce emboutie quelconque est obtenue par combinaison de ces deux types extrêmes d'emboutissage (**Figure 5**). L'expansion s'exerce en général dans la zone de contact avec le poinçon, le rétreint dans la zone située sous le serre-flan.

Lors de la mise au point du procédé, il faut trouver le meilleur compromis entre le rétreint (formation de plis) ou l'expansion (casses ou strictions).

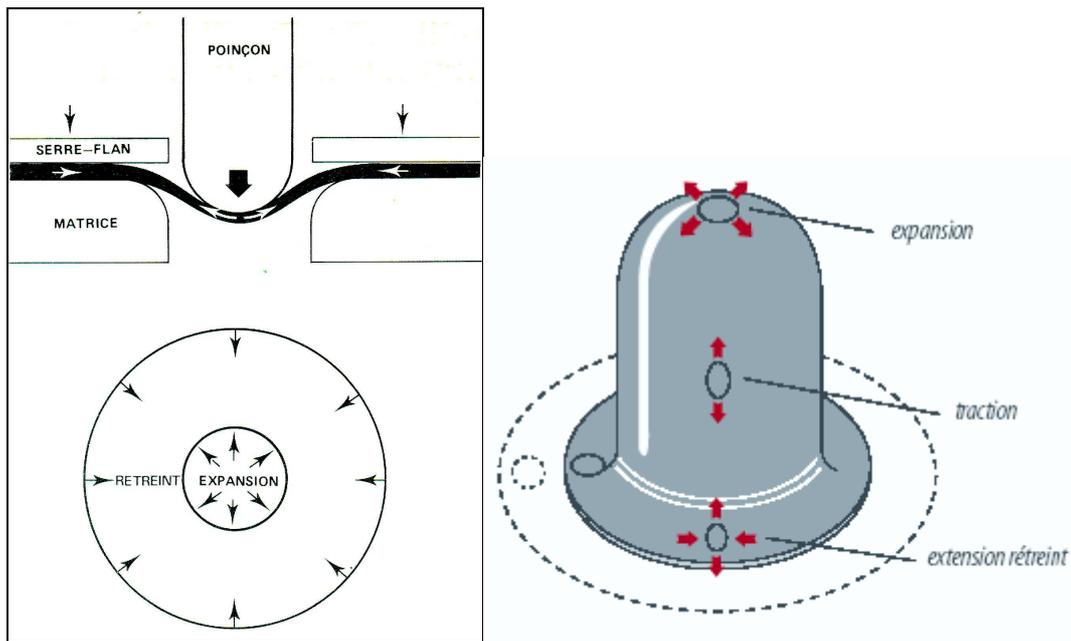


Figure 5. Mode principal de déformation d'une pièce emboutie.

L'étude du procédé d'emboutissage passe par l'analyse des déformations plastiques et des états de contraintes rencontrés en emboutissage.

Au cours de l'opération de la mise en forme chaque portion du flan subit des déformations imposées par la forme des outils. Ces déformations correspondent à un état de contrainte spécifique. L'état mécanique de chaque élément est défini par les déformations principales (ϵ_1 , ϵ_2 , ϵ_3) et par les contraintes principales (σ_1 , σ_2 , σ_3) (**Figure 6**).

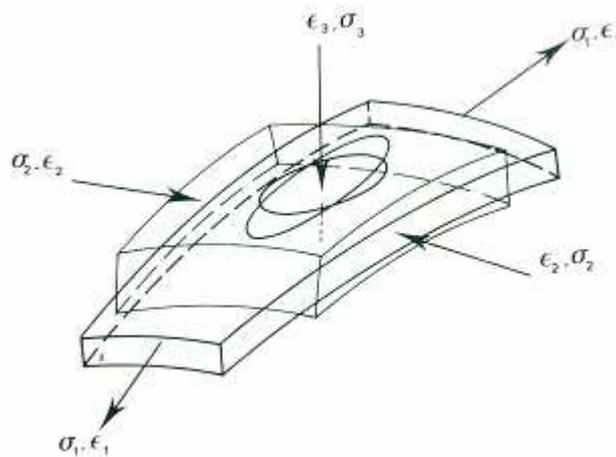


Figure 6. Etats de contrainte et de déformation d'un élément fini de tôle mince.

Tous les modes de déformations en emboutissage et les états de contraintes sont représentés respectivement dans les diagrammes de la **Figure 7** et de la **Figure 8** et également résumés dans le **Tableau 1**.

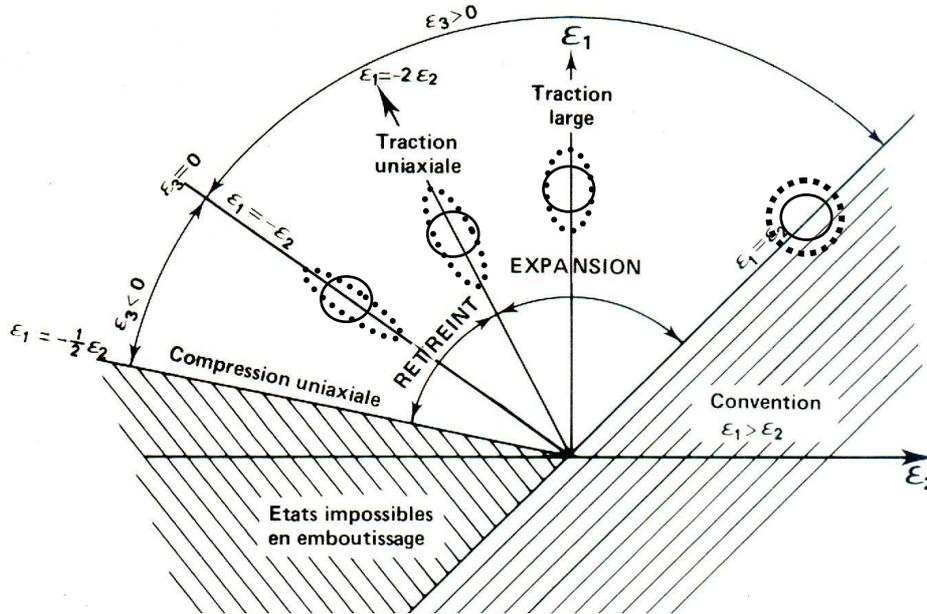


Figure 7. Diagramme des états de déformations plans (modes de déformation) rencontrés en emboutissage.

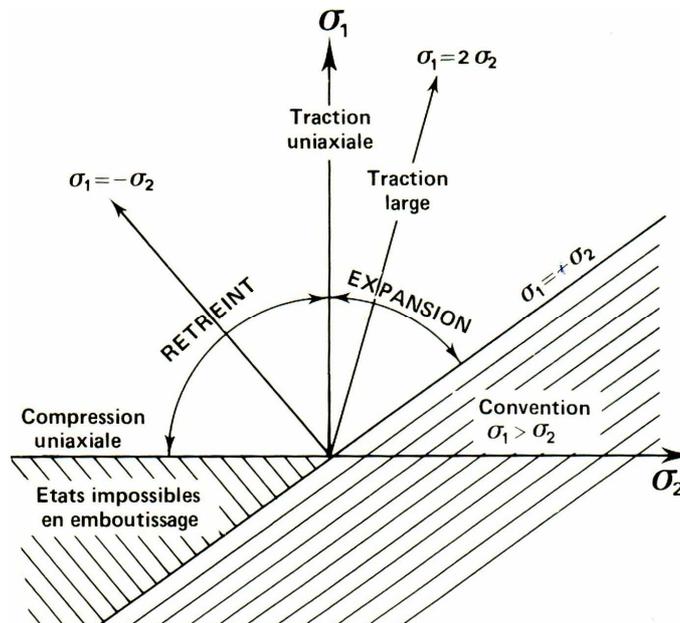


Figure 8. Diagramme des états de contraintes plans rencontrés en emboutissage.

L'expansion biaxiale correspond à ce qu'il se passe au nez du poinçon. Cette expansion est d'autant plus importante que le métal est bloqué sous le serre-flan. La traction correspond généralement à ce qu'il se passe dans les parois verticales de l'embouti. La traction plane correspond à ce qu'il se passe sur un embouti à la transition entre la déformation sur le nez du poinçon et celle dans la paroi verticale de la pièce.

La traction uniaxiale est la trajectoire limite entre les zones sollicitées en traction large et celles sollicitées en rétreint. Le cisaillement est un trajet de formage où toute déformation en traction est compensée par une déformation en compression sans que l'épaisseur diminue ou augmente. Ce type de trajet peut se trouver dans la zone sous le serre-flan lorsque l'écoulement est homogène (embouti axisymétrique). Le domaine de rétreint se situe au-delà de la droite de cisaillement. Cette déformation correspond généralement aux zones sous le serre-flan quand la tôle s'épaissit.

Mode	Déformations	Contraintes
Expansion biaxiale	$\varepsilon_1 > 0$ $\varepsilon_2 > 0$ $\varepsilon_3 < 0$	$\sigma_1 > 0$ $\sigma_2 > 0$ $\sigma_3 = 0$
Expansion symétrique	$\varepsilon_1 + \varepsilon_2 = -\varepsilon_3$ $\begin{cases} \varepsilon_1 = \varepsilon_2 = -\varepsilon_3 / 2 \\ \varepsilon_1 \neq \varepsilon_2 \neq -\varepsilon_3 / 2 \end{cases}$	$\sigma_1 = \sigma_2$ $\sigma_1 \neq \sigma_2$
Déformation plane	$\varepsilon_1 > 0$ $\varepsilon_2 = 0$ $\varepsilon_3 < 0$ $\varepsilon_1 = -\varepsilon_3$	$\sigma_1 > 0$ $\sigma_2 > 0$ $\sigma_3 = 0$ $\sigma_2 = \sigma_1 / 2$
Traction uniaxiale	$\varepsilon_1 > 0$ $\varepsilon_2 < 0$ $\varepsilon_3 < 0$ $\varepsilon_2 + \varepsilon_3 = -\varepsilon_1$ $\begin{cases} \varepsilon_2 = \varepsilon_3 = -\varepsilon_1 / 2 & - \text{Isotropie} \\ \varepsilon_2 = r\varepsilon_3 = -r\varepsilon_1 / (1+r) & - \text{Anisotropie} \end{cases}$	$\sigma_1 > 0$ $\sigma_2 = 0$ $\sigma_3 = 0$
Cisaillement pur	$\varepsilon_1 > 0$ $\varepsilon_2 < 0$ $\varepsilon_3 = 0$ $\varepsilon_2 = -\varepsilon_1$	$\sigma_1 > 0$ $\sigma_2 < 0$ $\sigma_3 = 0$ $\sigma_1 = -\sigma_2$
Rétreint	$\varepsilon_1 > 0$ $\varepsilon_2 < 0$ $\varepsilon_3 > 0$	$\sigma_1 > 0$ $\sigma_2 < 0$ $\sigma_3 = 0$
Compression uniaxiale	$\varepsilon_3 + \varepsilon_1 = -\varepsilon_2$ $\begin{cases} \varepsilon_1 \neq \varepsilon_3 \neq -\varepsilon_2 / 2 \\ \varepsilon_1 = \varepsilon_3 = -\varepsilon_2 / 2 \end{cases}$	$\sigma_1 > \sigma_3$ $\sigma_1 = \sigma_3 = 0$

Tableau 1. Modes de déformation d'emboutissage.

1.2 Difficultés de la mise au point du procédé d'emboutissage.

Dans ce paragraphe, sont donnés quelques exemples d'emboutis avec leurs défauts et les brèves explications des raisons de ces apparitions. Ensuite, est présentée la technique d'essai/erreur couramment pratiquée dans les entreprises afin d'obtenir finalement la pièce commandée.

Les principaux défauts rencontrés sur les pièces embouties sont des défauts structurels, géométriques et des défauts d'aspect (rugosité).

Des phénomènes de flambage circonférentiel apparaissent lorsque la pression de serre flan n'est pas suffisante (**Figure 9**).

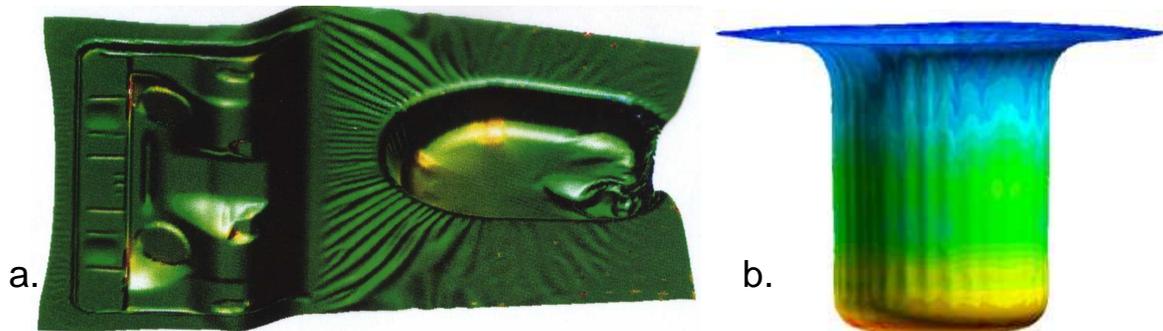


Figure 9. Formation de plis lors de l'emboutissage.

- a) logement de roue de secours de Laguna, Doc. F. Moussy, Renault
- b) ETA Software, Dymaform

Des défauts structurels tels que les déchirures de pièces sont dus à des trop forts amincissements localisés de la pièce. On parle alors de défonçage (**Figure 10**).



Figure 10. Rupture de l'embouti.

L'anisotropie du matériau engendre la formation de cornes dues notamment à des propriétés du matériau qui ne sont pas identiques selon les directions de déformation (**Figure 11**).

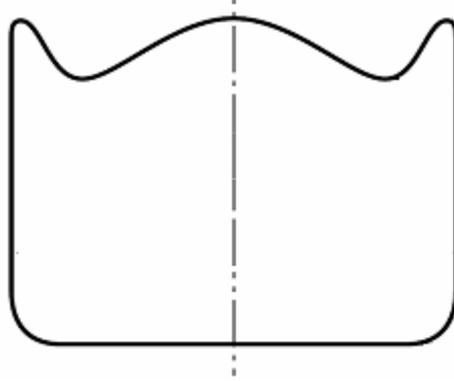


Figure 11. Cornes d'emboutissage suite à l'anisotropie initiale de comportement du matériau.

L'un des facteurs de qualité est la précision géométrique de chaque pièce. La plupart des développements matériaux actuels, pour alléger les structures et les rendre plus sûres au choc, conduit malheureusement à une plus grande difficulté à réaliser une géométrie précise. Le phénomène incriminé est le retour élastique affectant les emboutis après ouverture des outils et toujours très difficilement maîtrisé par les emboutisseurs. Le retour élastique est dû au rééquilibrage des contraintes qui se sont développées dans l'épaisseur pendant le formage. Le niveau de retour élastique dépend de la distribution des contraintes en fin d'emboutissage, qui elle-même résulte du suivi des propriétés du matériau et de la géométrie de la pièce.

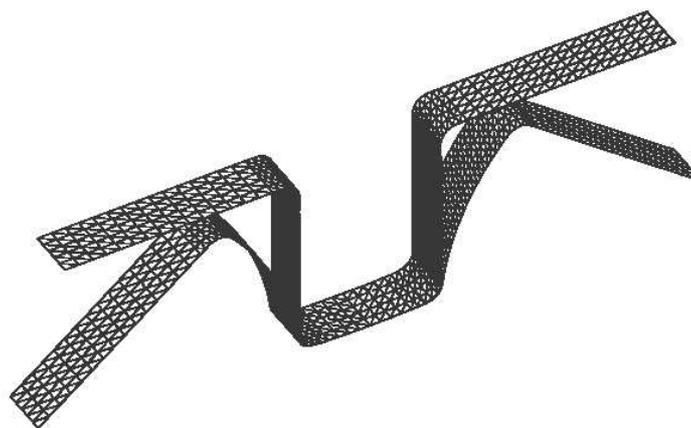


Figure 12. Simulation numérique du phénomène de retour élastique (d'après Brunet [Bru 03]).

L'effet de retour élastique est d'autant plus important que le module d'Young est faible (aluminium), que la limite d'élasticité est élevée (acier) et que l'épaisseur est faible

(recherchée pour l'allégement). Il se manifeste sur les pièces pliées (**Figure 12**), sur les pièces cylindriques (diamètre intérieur de la pièce supérieur au diamètre du poinçon) et sur les pièces de grandes dimensions peu déformées.

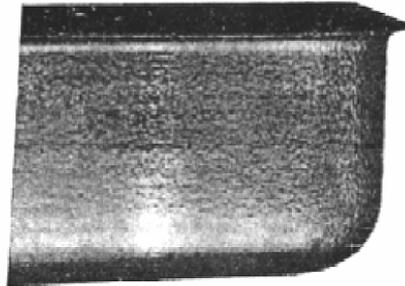


Figure 13. *L'aspect peau d'orange.*

Le défaut d'aspect dit peau d'orange est observé dans les cas où la pièce est déformée de manière importante et la taille des grains du métal est assez grande (**Figure 13**). On voit apparaître le phénomène d'augmentation de la rugosité de la surface de la pièce.

Le nombre de facteurs pouvant influencer la géométrie d'une pièce à l'issue d'une étape d'emboutissage est très important. On peut les regrouper dans trois catégories :

- premièrement les facteurs liés à la géométrie de l'outillage comme le rayon d'entrée de la matrice, celui du poinçon ou le jeu poinçon/matrice,
- deuxièmement, ceux liés aux conditions d'emboutissage comme la vitesse du poinçon ou la pression du serre flan, l'état de surface de l'outillage et la lubrification,
- enfin, ceux qui sont liés à la géométrie de la pièce avant emboutissage, c'est-à-dire soit du flan, soit de la pièce emboutie à l'étape précédente.

Les nombreuses interactions existant entre ces paramètres font que pendant longtemps, l'emboutissage est resté un art.

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

La conception de ces moyens de production dans les entreprises repose sur l'expérience des spécialistes. Il existe les règles métiers notamment proposées par le Centre Technique des Industries Mécaniques [Cet 02] ou encore dans des ouvrages tels que le précis de construction mécanique [Tro 96], coédité par Association Française de Normalisation (AFNOR). Cependant, ces règles ne sont pas suffisantes pour obtenir une pièce avec des qualités déterminées du premier coup.

Dans le cas d'échec du premier outillage, il est nécessaire de réaliser des modifications en vue de l'optimiser.

Les premières modifications concernent particulièrement des changements de lubrifiant, de dimension initiale du flan, la pression sur le serre-flan ou encore de course du poinçon. Ce sont des modifications des conditions du procédé. Ces réglages nécessitent du temps humain et la mobilisation d'une presse engendrant des coûts non négligeables.

Dans un second temps, si l'outillage ne donne toujours pas l'embouti souhaité, il est nécessaire de réaliser des modifications géométriques de l'outillage, donc il faut procéder à la fabrication de nouvelles pièces de l'outillage.

On voit clairement que cette technique de mise au point d'un procédé d'emboutissage nécessite plusieurs journées de travail, soit un coût important en modifications.

Les produits industriels sont caractérisés par un contexte concurrentiel très fort associé à des exigences croissantes des clients en terme de prix, qualité, fiabilité et prestations.

Ces facteurs entraînent, pour la production, les points suivants :

- recherche continue de la diminution des coûts de production,
- raccourcissement des durées de conception et d'industrialisation,
- augmentation de la robustesse des procédés de fabrication.

La simulation numérique associée au savoir-faire de l'emboutissage des tôles représente l'une des innovations technologiques permettant de répondre à ces besoins, réduisant ainsi le nombre de campagnes d'essais et donc, les coûts inhérents aux étapes de la conception. Parmi les méthodes d'approximation numériques, la méthode des éléments finis (MEF) est à présent utilisée dans l'analyse de l'emboutissage des tôles grâce, d'une part, à sa grande capacité de résolution de problèmes non linéaires, d'autre part, à la performance croissante des moyens de calcul et au développement d'interfaces graphiques conviviales.

1.3 La simulation numérique du procédé d'emboutissage

L'utilisation des logiciels de simulation numérique devient à l'heure actuelle de plus en plus fréquente. Ces logiciels présentent aujourd'hui un réel intérêt économique (gain de temps, gain sur les coûts de production). Les renseignements apportés sont nombreux. Ils facilitent la prise de décision sur le choix du processus, de la fabrication, des matériaux, etc. Ils assurent également le moyen d'éviter la mise au point de prototypes. Cependant, devant la complexité des phénomènes que l'on désire simuler, la mise en œuvre de ces logiciels reste difficile. Ces logiciels doivent d'une part, être rapides,

d'autre part, être capables de reproduire le plus fidèlement possible les phénomènes observés, l'objectif étant d'obtenir des résultats les plus proches des valeurs expérimentales.

Dans la quasi-totalité des cas, les phénomènes à modéliser sont régis par des problèmes en grandes transformations incluant de nombreuses non-linéarités. Dans un problème de mise en forme comme l'emboutissage, ces non-linéarités sont de plusieurs types. Les non-linéarités géométriques sont induites par les grands déplacements, grandes rotations et déformations caractéristiques de l'emboutissage. Les non-linéarités matérielles sont dues au caractère particulier des lois de comportement de la structure étudiée. Les non-linéarités liées à l'évolution des conditions aux limites sont issues de l'évolution des conditions aux limites de contact ou de frottement lors de la descente des outils.

Pour qu'une modélisation numérique soit opérationnelle, il faut bien choisir un outil de simulation performant, un code éléments finis.

Les motifs de notre choix du logiciel et des méthodes de calcul par éléments finis lors du travail sont présentés dans le paragraphe suivant.

Choix du code éléments finis pour la simulation du procédé d'emboutissage.

Sur le marché actuel des logiciels de simulation de procédé de mise en forme, il existe deux principales familles de codes.

La première permet de simuler le comportement de la tôle sous l'action des outils rigides par des approches incrémentales (explicites ou implicites) tenant compte de l'historique des déformations et des conditions de contact, avec la possibilité de simuler successivement des opérations en plusieurs passes. La deuxième famille de codes exploite la connaissance de la forme de la pièce finale pour estimer les déformations.

On parle alors de deux approches différentes utilisées dans la simulation éléments finis de l'emboutissage des tôles : la méthode directe ou incrémentale et la méthode inverse [Tek 00].

La méthode directe est utilisée notamment pour l'analyse de l'emboutissage tandis que la méthode inverse est appliquée lors des étapes initiales de conception de la pièce.

Les logiciels AutoForm (AutoForm Engineering), PamStamp (ESI), Abaqus (HKS, Abaqus, Inc. USA), NASTRAN (MSC Software Corporation, USA), DYNA3D (société ETA Software, USA), OPTRIS (dynamic Software, France), RADIOSS

(logiciel MECALOG SARL, France) réalisent la simulation complète de la pièce et de l'outillage, tandis que Simex (développé par Simtech), Isopunch (Arcelor), FastForm 3D (FTI) permettent de faire les calculs inverses pour vérifier la faisabilité d'une pièce en partant de celle-ci pour remonter à l'outil.

L'utilité de la méthode inverse [Bat 05] est largement reconnue pour l'évaluation des difficultés du formage des tôles minces au stade de la conception initiale, pour l'estimation de la forme du flan à découper, pour une analyse rapide des sensibilités des paramètres du procédé et pour le positionnement de joncs de retenue. Les principales raisons sont les suivantes : moyens informatiques réduits en mémoire de stockage et en puissance de calcul, qualification moindre des utilisateurs, prix peu élevé des licences. L'intérêt majeur de la méthode inverse provient du fait que le point de départ est la forme de la pièce que l'on souhaite obtenir alors que les approches incrémentales nécessitent la connaissance préalable de tous les paramètres du procédé. Par contre, les hypothèses simplificatrices nécessaires à la construction de la méthode inverse pouvant donner une estimation médiocre des contraintes limitent en fait, son champ d'application aux études préliminaires de l'emboutissage des tôles.

Pour notre travail, nous avons choisi le code commercial avec l'approche directe ou incrémentale qui prend en compte de manière précise les phénomènes non-linéaires, notamment le logiciel élément finis Abaqus.

Le logiciel Abaqus est utilisé dans le Laboratoire de Mécanique Appliquée depuis quelques années. Ce code de simulation numérique fondé sur les éléments finis répond à plusieurs paramètres :

- permettre un calcul en 2 ou 3 dimensions,
- utiliser des éléments qui prennent en compte la flexion,
- permettre des déformations très grandes,
- utiliser une loi de comportement élastoplastique pour mieux prédire les effets du retour élastique et les contraintes résiduelles après enlèvement de l'outil,
- tenir compte du contact avec frottement,
- prévoir les défauts.

La méthode incrémentale à son tour, peut être subdivisée en fonction du type du schéma d'intégration des équations d'équilibre dans les techniques implicite et explicite.

Les avantages et inconvénients concernant l'application de ces techniques d'intégration dans la simulation numérique de l'emboutissage ont fait l'objet de nombreuses discussions pendant les années 1980-1990. D'un point de vue mécanique, l'analyse de l'emboutissage des tôles est caractérisée par la présence de non-linéarités

occasionnées par le comportement plastique du matériau, la cinématique de la déformation et les conditions variables de contact.

La solution des équations d'équilibre à travers la technique implicite est réalisée généralement par la méthode de Newton-Raphson, dans laquelle les déplacements des nœuds sont déterminés de façon itérative en minimisant le résidu entre les forces appliquées. Dans cette méthode, la condition d'équilibre est assurée par un contrôle de convergence et, en principe, la solution est stable par rapport à la taille de l'incrément de temps de calcul du moins dans l'analyse des problèmes bidimensionnels d'emboutissage des tôles. Néanmoins, la transition à un problème tridimensionnel conduit souvent à des problèmes de convergence dus aux conditions de contact conditionnant ainsi la taille de l'incrément de temps de calcul. Dans ce cas, le nombre d'itérations d'équilibre nécessaire à la solution augmente ainsi que le nombre d'assemblages et inversions supplémentaires de la matrice de rigidité. Par conséquent, le temps d'utilisation du processeur augmente considérablement lorsque la taille du modèle 3D augmente.

La technique explicite utilise une matrice de masse diagonale sans avoir donc besoin d'une méthode de décomposition de matrice ni d'effectuer des itérations d'équilibre à chaque incrément de temps de calcul. Cependant, la stabilité de la solution obtenue avec cette technique dépend de la taille de l'incrément de temps de calcul. Cette valeur limite peut être estimée par le temps minimum nécessaire pour qu'une onde élastique traverse un élément donné :

$$\Delta t \leq \frac{L}{C} \quad (1)$$

où L est une longueur caractéristique de l'élément

et C est la vitesse de propagation de l'onde de pression dans le milieu élastique d'ondes définie par :

$$C = \sqrt{\frac{E}{\rho}} \quad (2)$$

où E et ρ sont respectivement le module d'élasticité d'Young et la masse volumique du matériau.

L'inconvénient quant à l'application de la technique explicite dans la solution des problèmes quasi-statiques, comme dans le cas de l'emboutissage des tôles, est que la limite de stabilité Δt est normalement trop petite en comparaison de la durée réelle du problème T.

Par conséquent, le nombre total d'incrément donné par :

$$N = \frac{T}{\Delta t} \quad (3)$$

peut rendre très longue l'analyse par éléments finis réalisée avec la technique explicite. En pratique, le nombre total d'incrémentes N peut être réduit artificiellement soit en diminuant la durée réelle T de l'analyse soit en augmentant la taille de l'incrément de temps de calcul Δt .

Dans l'analyse de l'emboutissage des tôles, ces artifices sont obtenus en augmentant respectivement la vitesse de déplacement du poinçon et la masse volumique du matériau. Toutefois, ces options peuvent également produire des résultats erronés dus à l'influence des effets d'inertie non souhaitables pendant la solution numérique. Le moyen le plus simple d'évaluer si la réponse de la solution peut être considérée comme quasi-statique ou non, consiste à examiner les fractions d'énergie résultat de la stratégie adoptée dans l'analyse. Une règle pratique consiste à ce que l'énergie cinétique associée au corps déformable ne dépasse pas 5% de l'énergie interne, durant la simulation numérique d'après [Pri 94].

L'avantage principal de la technique explicite par comparaison avec la technique implicite se constate par le fait que la solution de problèmes 3D n'est pas trop altérée par les conditions de contact variables. Dans la technique d'intégration explicite, le problème de contact est traité sans itérations d'équilibre ni contrôle de convergence. Ainsi, le schéma explicite gère mieux les problèmes de contact et de frottement qui sont nombreux dans une opération d'emboutissage entre les différentes pièces.

Pour cette raison, nous avons choisi d'utiliser la version explicite du logiciel Abaqus pour réaliser les simulations.

Pour les cas où le calcul par la méthode explicite du phénomène de retour élastique est long suite à la vibration de la pièce, nous réalisons l'analyse de la mise en forme par emboutissage avec la technique explicite et le calcul du retour élastique avec la technique implicite [Pri 94].

Même en utilisant un code éléments finis performant, il faut rester rigoureux à toutes les étapes de développement et de validation de la simulation numérique. Il faut prendre en compte plusieurs aspects influençant la précision des résultats du calcul.

Au niveau du modèle de calcul, par exemple, les résultats de la simulation dépendent directement du type de calcul (tridimensionnel, axisymétrique,...), de la qualité du maillage, notamment du type et de la taille des éléments finis, des descriptions des conditions aux limites.

Par exemple, la description du modèle bidimensionnel de simulation en utilisant des éléments finis de type Shell (coque) permet de diminuer considérablement le temps de calcul par rapport à l'utilisation des éléments de type Solide. Par contre, lorsque les éléments utilisés sont de type Shell l'approximation de type contraintes planes et

l'évolution linéaire de la valeur des contraintes entre chacun des points d'intégration dans l'épaisseur est activée. Ces hypothèses peuvent entraîner des imprécisions. Pourtant, d'après l'étude de Liew [Lie 02], 5 à 9 points d'intégration dans l'épaisseur sont acceptables pour avoir une bonne précision lors d'un tel calcul numérique.

Par rapport à la taille d'un élément, l'idéal est de définir des éléments les plus petits possibles de manière à obtenir un modèle discret quasi continu. Mais compte tenu, que l'incrément de temps de calcul est directement proportionnel à la taille de l'élément, on risque d'avoir une durée de calcul trop grande. Pour résoudre ce problème, il est possible de rechercher les zones de la pièce qui subissent des forts gradients de déformation. Ces zones doivent être maillées finement. Au contraire, les zones de faible déformation peuvent être maillées grossièrement. Il est important dans ce cas de soigner le passage d'un type de maillage à l'autre. On peut améliorer la gestion du contact par l'utilisation d'un algorithme de maillage et de remaillage de la pièce déformable en fonction des événements de contact et des zones à forte courbure. Il faut donc trouver les meilleurs compromis entre d'une part la justesse des résultats et d'autre part la robustesse des calculs et des temps de calcul raisonnables.

Egalement, la définition des conditions aux limites modifie sensiblement les résultats de la simulation. Par exemple, une modélisation du phénomène du frottement est fondée sur des lois du frottement énoncées dès le 18^{ème} siècle par Amontons et Coulomb à partir de la notion de coefficient de frottement. Pourtant, l'évidence apparente de ce 'vieux problème' cache une extrême complexité. L'origine du frottement fait intervenir une multitude d'ingrédients : rugosité des surfaces, élasticité, plasticité, adhésion, lubrification, etc. On observe que des changements des conditions de frottement ont lieu en fonction, entre autres, des pressions appliquées, de la vitesse de déplacement des pièces. Pourtant, dans les simulations classiques de mise en forme pour la simplification du calcul, on suppose que le coefficient de frottement est constant.

Ainsi, la modélisation du problème est une partie importante pour la mise au point de la simulation numérique fiable.

Lors de ce travail, le focus est plus particulièrement mis sur le rôle joué par la modélisation de comportement du matériau afin d'effectuer faiblement la simulation éléments finis de la mise en forme par emboutissage. Le chapitre suivant présente les méthodes de la modélisation et de l'identification précise du comportement des métaux.

Toutefois, les autres aspects évoqués (frottement, maillage, type de calcul,...) sont pris en compte, directement ou non, lors de l'optimisation des paramètres du modèle de simulation. La méthode de l'optimisation est proposée à la fin de ce mémoire.

2 Chapitre 2. Modélisation des lois de comportement des matériaux : considération sur l'identification de certains paramètres

Introduction

Les modèles de comportement élastoviscoplastique faisant l'objet de ce travail sont limités à ceux utilisables dans les codes commerciaux à vocation industrielle. De fait, ces modèles sont essentiellement phénoménologiques.

Cette restriction présente des avantages qui expliquent leur "popularité" concernant leur utilisation. Le premier est de limiter le nombre d'inconnues rendant ainsi l'identification des modèles simple et rapide. Par ailleurs, la complexité de l'algorithme d'intégration de la loi de comportement est allégée : le coût du calcul est donc réduit. L'intérêt est au final de disposer de modèles simples et bien maîtrisés, garantissant une bonne robustesse de la simulation.

Par contre, il s'avère que les résultats des simulations obtenues en utilisant ces modèles sont surtout utilisables à des fins qualitatives mais pas quantitatives. Les analyses comparatives mettent d'ailleurs en évidence des dispersions sur lesquelles il y a lieu de s'interroger et qui surtout contribuent à décrédibiliser les techniques éléments finis auprès des utilisateurs potentiels.

L'objectif est d'obtenir alors des résultats fiables et convaincants en matière de reproduction d'expériences ou de cas réels d'emboutissage.

Pour la qualité de la simulation, un rôle crucial est joué par l'identification du modèle et notamment, la détermination de la courbe de référence ([Mou 02]). Des travaux assez récents [Cou 06], [Dum 03], [Wat 99] montrent des avantages significatifs de la technique avancée d'analyse d'images pour dépouiller des résultats de l'essai de traction afin d'identifier le comportement du matériau. Il s'agit ici de vérifier sur les exemples des matériaux utilisés dans le cadre de cette étude si la détermination des courbes de référence au moyen de l'analyse d'images est un moyen fiable pour assurer ensuite une simulation éléments finis plus réaliste et plus précise.

Le présent chapitre reprend la problématique avec l'idée simple d'analyser deux modélisations couramment disponibles dans les bibliothèques des codes éléments finis en utilisant massivement l'analyse d'images.

La première partie a pour objectif d'identifier un premier modèle utilisé pour décrire le comportement isotrope des matériaux métalliques construit autour du critère de plasticité proposé par Von Mises en 1913.

La seconde partie s'intéresse ensuite à l'optimisation d'un modèle introduisant l'anisotropie initiale de comportement plastique du matériau fondé sur le critère proposé par Hill en 1948.

Le rôle clé de la détermination de la courbe de référence est ensuite illustré pour des matériaux dont le comportement est sensible à la vitesse. Cette sensibilité doit nécessairement être prise en compte pour espérer avoir des simulations correctes.

La modélisation du comportement et l'optimisation des paramètres des modèles dans ce chapitre sont traitées pour les cas de l'alliage d'aluminium Al6061T4 et de l'acier DC05. Ces mêmes matériaux sont utilisés pour des simulations de mise en forme par emboutissage et les expériences réelles présentées dans ce mémoire.

Une conclusion sur la stratégie de sélection du modèle de comportement à appliquer termine ce chapitre.

2.1 Théorie d'élasticité

L'analyse du comportement en déformation des métaux soumis à des efforts révèle l'existence de deux domaines particuliers qui justifie le découplage des effets élastique et plastique. L'hypothèse de la partition de déformation en élastique réversible et en déformation plastique irréversible simplifie beaucoup les problèmes d'identification expérimentale et de calculs numériques. Cette hypothèse est également utilisée dans le code éléments finis Abaqus [Hab 04] employé lors du présent travail.

Dans le domaine de déformation élastique, on se place dans le cadre d'une loi de comportement élastique linéaire de Hooke, en utilisant l'hypothèse d'isotropie élastique qui est très bien vérifiée pour les matériaux métalliques.

Le tenseur des contraintes $\boldsymbol{\sigma}$ est alors une fonction linéaire du tenseur des déformations $\boldsymbol{\varepsilon}$. Dans le cas de l'hypothèse des contraintes planes valable pour les plaques minces, la relation contrainte-déformation en deux dimensions s'exprime par équation (4)).

$$\boldsymbol{\sigma} = \mathbf{E}\boldsymbol{\varepsilon} \text{ avec } \mathbf{E} = \frac{E}{1-\nu^2} \begin{bmatrix} 1 & \nu & 0 \\ \nu & 1 & 0 \\ 0 & 0 & (1-\nu)/2 \end{bmatrix} \quad (4)$$

avec E - le module d'Young en MPa qui caractérise la résistance du solide à la déformation,

ν - le coefficient de Poisson sans dimension qui définit l'effet de la contraction latérale.

On suppose le découplage entre comportement élastique et comportement plastique, notamment, module d'Young et coefficient de Poisson sont supposés indépendants de l'écroutissage.

Les constantes élastiques des matériaux utilisées pour la validation des méthodes proposées dans ce manuscrit sont déterminées lors des expériences décrites dans l'annexe A. Les valeurs des constantes élastiques sont données dans le **Tableau 2**.

	Al6061T4	DC05
Module de Young	69 GPa	186,5 GPa
Coefficient de Poisson	0,35	0,3

Tableau 2. Paramètres élastiques de l'acier DC05 et de l'alliage d'aluminium Al6061T4.

2.2 Plasticité

La description macroscopique de la déformation plastique des matériaux écrouissables est réalisée généralement par la théorie de l'écoulement, dans laquelle les éléments fondamentaux sont synthétisés en quelques points :

- l'existence d'une surface de charge définissant le domaine élastique du matériau soumis à un état de contraintes quelconque,
- la définition de lois d'écoulement plastique et des critères de chargement pour obtenir la réponse en déformation à un incrément de contrainte au-delà de la surface de plasticité,
- la description de l'écrouissage permettant de définir l'évolution de la surface de charge au cours de l'écoulement plastique.

La surface de limite élastique et la surface de charge représentent, respectivement, la frontière initiale et actuelle dans l'espace des contraintes à partir de laquelle l'écoulement plastique peut avoir lieu. L'évolution de la surface de charge dépend de l'histoire de chargement subie par le matériau au cours de la déformation qui traduit le phénomène d'écrouissage.

Dans les paragraphes suivants sont présentés les critères de plasticité isotrope et anisotrope avec le modèle de l'écrouissage isotrope.

2.2.1 Présentation du critère de plasticité de Von Mises (1913)

Le critère de plasticité définit le domaine dans l'espace des contraintes à 3 ou 6 dimensions à l'intérieur duquel toute variation de contrainte n'engendre que des variations de déformation élastique. Pour des métaux isotropes, qui ont les mêmes propriétés mécaniques dans toutes les directions, le régime plastique est obtenu pour des états de contraintes indépendants de l'orientation du repère dans lequel sont appliquées les contraintes par rapport à un repère matériel quelconque.

L'expérience montre que l'écoulement plastique des métaux s'effectue sans variation notable de volume. Ce fait justifie l'utilisation de l'hypothèse d'incompressibilité plastique. D'un point de vue microscopique, la déformation plastique des matériaux cristallins est occasionnée par le déplacement des dislocations en réponse aux contraintes de cisaillement absentes lors d'un état de contraintes hydrostatique.

Le critère de plasticité isotrope de Von Mises [Mis 13] est établi en considérant que l'écoulement plastique des matériaux insensibles à la pression hydrostatique se produit lorsqu'une valeur critique de l'énergie élastique de distorsion ou de la contrainte de cisaillement agissant sur les plans octaédriques est atteinte. Cette interprétation physique conduit à la définition d'un seuil de limite élastique lié à la limite élastique en cisaillement k qui à son tour est liée à la limite élastique en traction-compression uniaxiale σ_0 par la relation $\sigma_0 = \sqrt{3}k$.

Le critère de Von Mises (1913) s'exprime dans le repère des contraintes principales $(\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3)$ par :

$$F(\sigma_i) = [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2] = 2\sigma_0^2 \quad (5)$$

ou encore dans un repère quelconque :

$$F(\sigma_{ij}) = [(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + (\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + (\sigma_{33} - \sigma_{11})^2 + 6(\sigma_{12}^2 + \sigma_{23}^2 + \sigma_{31}^2)] = 2\sigma_0^2 \quad (6)$$

Dans l'espace des contraintes principales, le critère de Von Mises (1913) est représenté par un cylindre infini à base circulaire de rayon $\sqrt{2}k$ ou $\sqrt{\frac{2}{3}}\sigma_0$, dont l'axe correspond à la trisectrice du repère $(\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3)$ (voir la **Figure 14**).

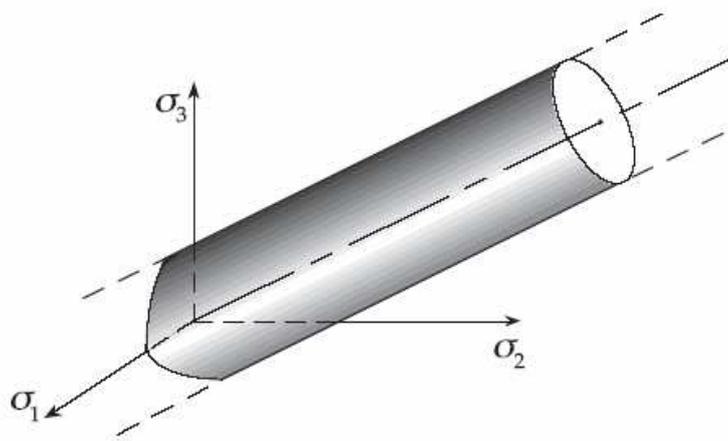


Figure 14. Critère de Von Mises : domaine d'élasticité dans l'espace des contraintes principales.

La contrainte équivalente σ_{eq} de Von Mises, donnée par :

$$\sigma_{eq} = \frac{1}{\sqrt{2}} \left[(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + (\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + (\sigma_{33} - \sigma_{11})^2 + 6(\sigma_{12}^2 + \sigma_{23}^2 + \sigma_{31}^2) \right]^{1/2} \quad (7)$$

fournit un moyen pratique pour déterminer à partir d'un état de contrainte un indicateur de l'énergie élastique stockée dans le matériau et de la comparer avec les valeurs de référence admissibles du matériau.

La déformation équivalente est une variable scalaire, représentant la quantité de déformation plastique contenue dans le tenseur de déformation.

La déformation équivalente selon Von Mises s'écrit ainsi :

$$\varepsilon_{eq} = \frac{\sqrt{2}}{3} \left[(\varepsilon_{11} - \varepsilon_{22})^2 + (\varepsilon_{22} - \varepsilon_{33})^2 + (\varepsilon_{33} - \varepsilon_{11})^2 + 6(\varepsilon_{12}^2 + \varepsilon_{23}^2 + \varepsilon_{31}^2) \right]^{1/2} \quad (8)$$

Ainsi, tous les états tridimensionnels en chargement radial sont représentés par un graphe unique dans l'espace de la contrainte et de la déformation équivalentes :

$$\varepsilon_{eq} = g(\sigma_{eq}) \quad (9)$$

La contrainte équivalente et la déformation équivalente en sens de Von Mises correspondent respectivement à la contrainte vraie et à la déformation vraie longitudinales obtenues lors de l'essai de traction uniaxiale. En effet, pour ce cas de chargement, on obtient à partir des équations (7) et (8) :

$$\sigma_{eq} = \sigma_{11} ; \varepsilon_{eq} = \varepsilon_{11} \quad (10)$$

Par conséquent, pour le cas de plasticité isotrope, la courbe issue de l'essai de traction fournit directement les données nécessaires pour l'identification des lois de comportement lors du chargement monotone.

Il existe d'autres critères de plasticité isotrope, par exemple, proposés par Tresca [Tre64], Drucker [Dru 49], Hosford [Hos 72], Barlat et Richmond [Bar 87].

Pour le travail présenté ici, on retient le critère de plasticité de Von Mises. L'intérêt de cette modélisation est multiple :

- elle est simple,
- elle est rustique, mais décrit le comportement du matériau avec une approximation raisonnable,
- elle est implantée dans les codes éléments finis commerciaux, y compris le logiciel Abaqus, utilisé dans le présent travail,
- un seul essai de traction est nécessaire pour son identification.

Par contre, le fait de privilégier ainsi l'essai de traction en ajustant le critère de façon à ce que la contrainte équivalente corresponde pour un essai de traction à la contrainte longitudinale et la déformation équivalente à la déformation longitudinale donne à cet essai un rôle prépondérant qu'il convient de bien intégrer.

L'identification usuelle d'un modèle de comportement plastique nécessite l'obtention d'une déformation homogène sur un échantillon calibré pour lier une composante du tenseur des contraintes et une composante du tenseur des déformations.

Le problème posé est celui de l'homogénéité de la déformation qui disparaît au cours de la déformation au profit d'une localisation de plus en plus intense. Au bout du compte, quelles que soient les précautions prises pour mener l'essai, cette localisation induite le plus souvent par les conditions aux limites est un obstacle majeur à une identification de qualité. Ceci est particulièrement critique pour la simulation de l'emboutissage car le modèle de lois de comportement doit être précis y compris au niveau des grands taux de déformation, là où l'identification classique à partir d'un seul essai de traction devient problématique.

Comme alternative, on propose d'utiliser ici la technique d'analyse d'images dans le but d'effectuer l'analyse de l'évolution de la déformation de l'éprouvette au cours de l'essai de traction. On compare cette technique avec la technique traditionnelle de mesure de déformation avec un extensomètre et des conclusions correspondantes sont données.

2.2.2 Détermination des courbes de référence à partir des essais de traction uniaxiale en utilisant deux méthodes de mesure de déformation

L'essai de traction à température constante et à vitesse constante est l'un des essais les plus utilisés pour l'étude du comportement des matériaux. Il est largement pratiqué en raison de sa simplicité de mise en œuvre et de l'analyse des résultats.

La présentation d'un essai de traction uniaxiale est donnée dans l'annexe B. Dans cette annexe, est introduit un rappel sur la notion de courbe de référence caractérisant le comportement du matériau qui relie les paramètres intrinsèques du matériau, tels que la déformation vraie et contrainte vraie.

Dans l'annexe B, sont aussi donnés les éléments sur les techniques d'expérimentation utilisées lors des essais de traction effectués au cours du présent travail, notamment, sur la mesure de la déformation, en utilisant l'extensomètre et l'analyse d'images. Chaque essai est répété au moins 3 fois pour s'assurer de la fiabilité des données.

La méthode de l'étude de l'essai de traction en utilisant l'analyse d'images est présentée dans les paragraphes suivants.

2.2.2.1 Détermination de la courbe de référence en utilisant la technique d'analyse d'images lors de l'essai de traction

Les techniques de l'acquisition des images lors de l'essai de traction et du traitement de ses images par le logiciel d'analyse d'images de la surface plane Sept-D sont décrites dans l'annexe B.

Le logiciel Sept-D permet de mesurer et de visualiser les déformations logarithmiques ou vraies de l'éprouvette tout au long de l'essai de traction.

Grâce à la méthode d'analyse d'images est obtenue l'information complète sur l'évolution de la déformation en chaque point de l'éprouvette et non pas des valeurs de déformation moyenne.

L'étude des graphes de déformation à différents instants de l'essai montre (**Figure 15**), qu'au début de l'essai, la déformation reste homogène dans la zone utile en raison de la géométrie de l'éprouvette. Une localisation, nommée striction longitudinale, se développe ensuite dans la section médiane de l'éprouvette.

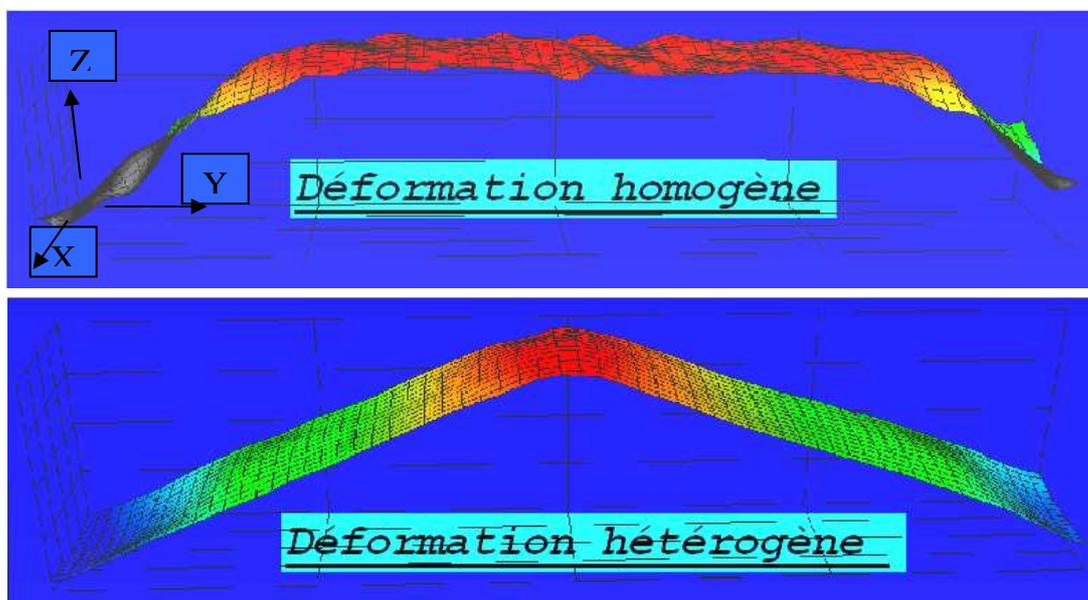


Figure 15. Cartographies des déformations longitudinales logarithmiques correspondant à différentes valeurs croissantes d'effort appliqué sur l'éprouvette. Les axes X et Y représentent respectivement les coordonnées transversale et longitudinale de l'éprouvette, l'intensité de la déformation est donnée sur l'axe Z.

L'observation du développement de la déformation dans la zone de la localisation montre que lorsque la localisation est importante, une hétérogénéité transverse apparaît dans le milieu de la section médiane. La rupture se produit en ce point (**Figure 16**), sujet à une double localisation, puis se propage dans la section.

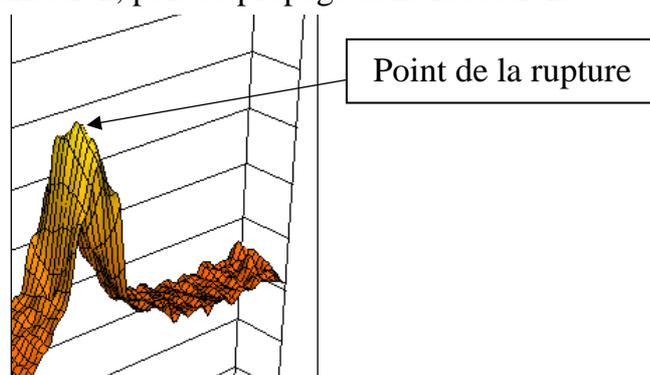


Figure 16. Déformation en surface suivant l'axe de traction. Une localisation transverse se développe dans la section médiane.

Ainsi, l'histoire est différente selon le point choisi sur l'éprouvette. Par exemple, lors de la localisation de la déformation pendant la traction de l'éprouvette de l'Al6061T4, on obtient des valeurs de déformations locales longitudinales entre 10% et 31% dans la zone utile comme le montre la **Figure 17**.

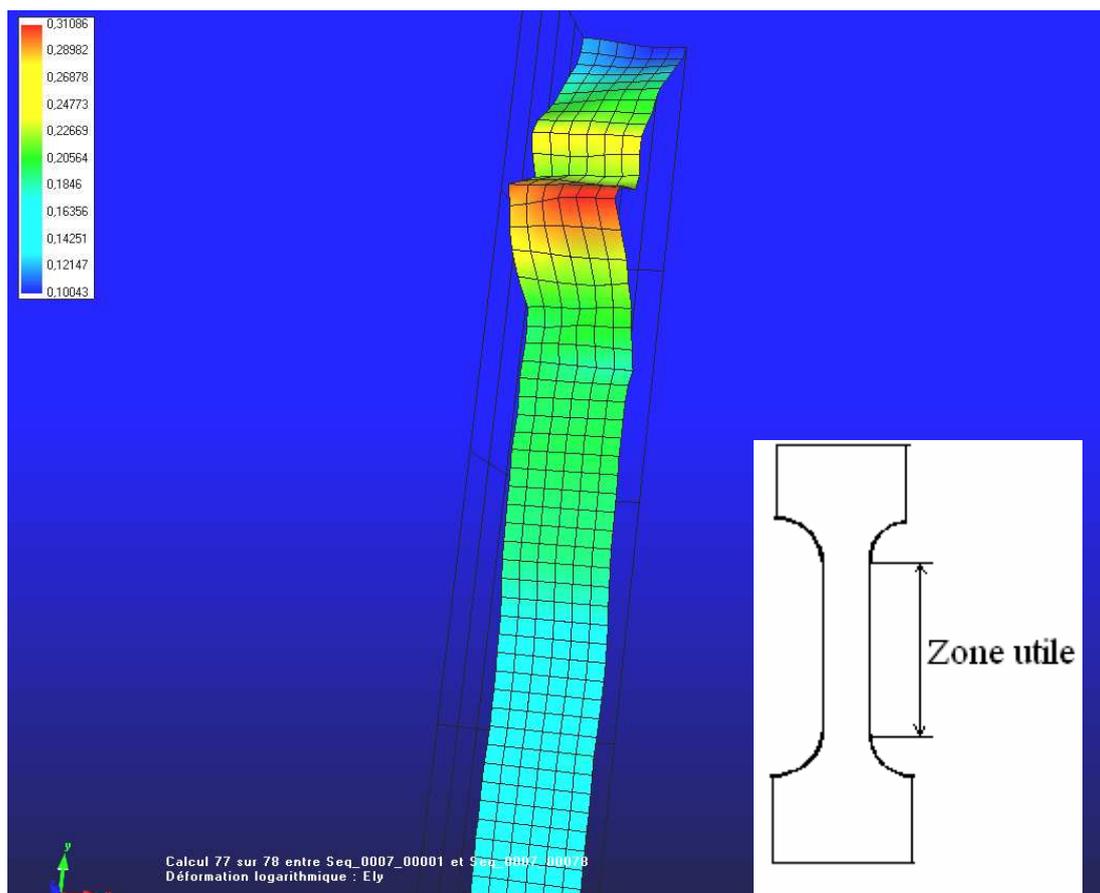


Figure 17. Champ de déformation logarithmique suivant l'axe de traction après localisation (cartographie de la zone utile de l'éprouvette de l'alliage Al6061T4). Les axes X et Y représentent respectivement les coordonnées transversale et longitudinale de l'éprouvette, l'intensité de la déformation est donnée sur l'axe Z.

Par contre, les mesures de déformation à l'aide d'un extensomètre classique donnent avec grande précision une seule indication sur une surface entre les couteaux de l'extensomètre, qui est relativement importante. Ainsi, à partir de la localisation, la base de mesure de l'extensomètre pour calculer la déformation devient trop importante par rapport à la zone de localisation de déformation.

En revanche, une mesure locale représentative de la déformation issue de l'analyse d'images est bien valable.

Pour déterminer les points de la courbe de référence à partir d'analyse d'images, il faut calculer les valeurs de déformation vraie et de contrainte vraie correspondante. Comme le montre l'analyse d'images, au cours de l'essai de traction la déformation de l'éprouvette devient rapidement hétérogène dans le sens de la longueur. Dans ce cas,

pour une force appliquée à l'éprouvette, plusieurs valeurs de déformation sont enregistrées sur la surface de l'éprouvette.

Ainsi, il faut extraire une seule mesure de déformation pour chaque cartographie. La déformation maximale des déformations longitudinales, donc la déformation mesurée dans la zone de striction est utilisée comme une valeur représentative.

Pour identifier la courbe contrainte vraie – déformation vraie, sont utilisées la valeur de force F associée à chaque image et la valeur de déformation maximale déterminée à partir du champ de déformations obtenu par analyse d'images [Dum 01].

La procédure suivante, appliquée à chaque image fournit les points de la courbe :

- chaque image est analysée par rapport à l'image initiale enregistrée avant l'essai,
- sur la dernière image enregistrée, on repère la section de déformation longitudinale ϵ_1 maximale (suivant l'axe de traction) et ensuite l'évolution de la déformation dans cette zone sera analysée,
- les déformations logarithmiques longitudinale ϵ_1 et transversale ϵ_2 dans la zone sélectionnée sont enregistrées à partir de chaque image,
- sous l'hypothèse de l'incompressibilité plastique $\epsilon_1 + \epsilon_2 + \epsilon_3 = 0$ (le volume est constant), la déformation ϵ_3 est déterminée,
- la largeur l et épaisseur e courantes sont déduites des valeurs ϵ_2 et ϵ_3 respectivement avec la prise en compte des données sur la géométrie initiale de l'éprouvette (la largeur initiale l_0 et l'épaisseur initiale e_0),
- la contrainte vraie dans la section choisie est calculée par $F/(e*l)$.

Pour un dépouillement des données issues de l'essai de traction, une macro a été créée avec l'outil informatique Excel (voir l'algorithme sur la **Figure 18**). Cette macro permet de générer la courbe contrainte - déformation vraies dans un régime semi-automatique.

Préalablement, les valeurs de déformations dans tous les éléments de la grille virtuelle pour chaque instant de l'essai sont ressorties dans les tableaux Excel.

En analysant le fichier avec les données issues de la dernière image prise avant la rupture, la macro détermine un élément de grille, dit un élément-cible, qui subit la déformation longitudinale maximale. Ensuite, cet outil informatique ressort les valeurs des déformations longitudinale et transversale dans cet élément ciblé pour tous les instants de la prise d'images. Ces données sont automatiquement synchronisées avec des valeurs de l'effort appliqué sur l'éprouvette par la machine de traction. Finalement, en utilisant les données sur la géométrie initiale de l'éprouvette, cette

macro effectue tous les calculs nécessaires pour déterminer les points de la courbe de référence et trace la courbe.

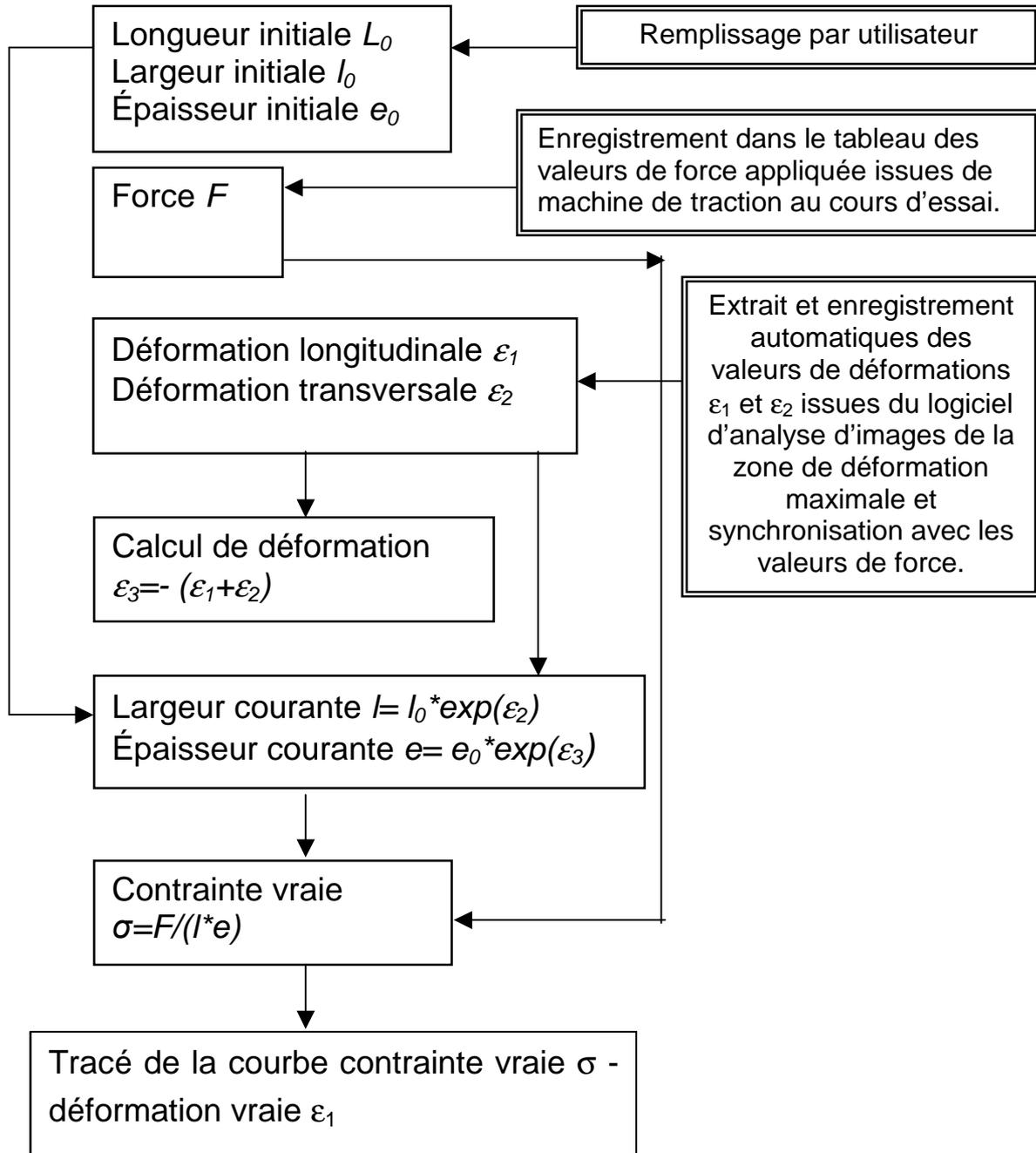


Figure 18. Détermination de la courbe contrainte - déformation vraie à partir de l'Analyse d'Images (AI).

2.2.2.2 Comparaison des courbes de référence obtenues par la méthode classique et par analyse d'images

La **Figure 19** et la **Figure 20** montrent les courbes contrainte vraie - déformation vraie obtenues en utilisant deux méthodes de mesure de déformations : avec extensomètre et par analyse d'images respectivement pour l'alliage Al6061T4 et pour l'acier DC05.

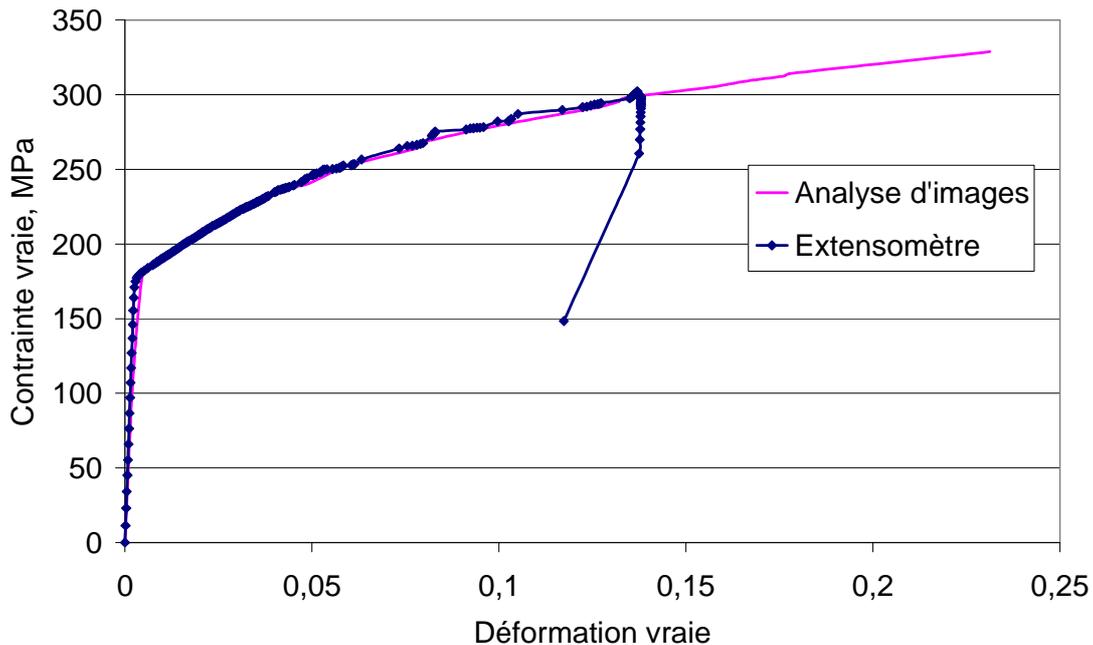


Figure 19. Courbes contrainte vraie - déformation vraie pour l'alliage d'aluminium Al6061T4, direction 0° issues de l'essai de traction avec la vitesse de déformation 10^{-4} par seconde.

La comparaison des courbes prouve que l'outil d'analyse d'images permet de tracer une courbe de référence plus loin en déformation par rapport à la méthode classique en utilisant un extensomètre.

Il est intéressant de noter, que la courbe de traction déterminée avec l'analyse d'images dans la zone de la localisation se situe dans le prolongement du faisceau de courbe correspondante à la déformation homogène. Les diminutions de la contrainte et de la déformation après l'apparition de la striction pour la courbe déterminée à l'aide de l'extensomètre s'expliquent par le phénomène de la décharge des éléments dans la zone non strictionnée.

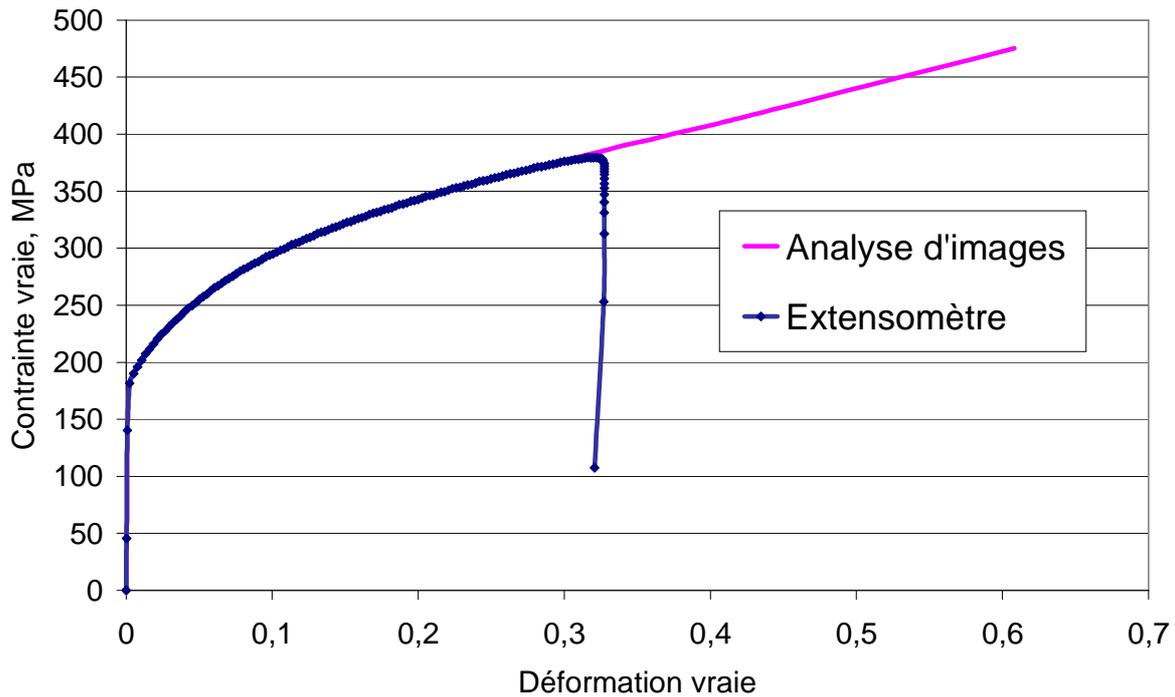


Figure 20. Courbes contrainte vraie - déformation vraie pour l'acier DC05, direction 0°, issues de l'essai de traction avec la vitesse de déformation 10^{-3} par seconde.

L'analyse d'images offre les possibilités de ressortir l'information sur l'état de déformation et de calculer ensuite l'état de contraintes dans la zone de la localisation et donc, dans la zone de grandes déformations.

Ainsi, l'outil d'analyse d'images est plus avantageux et cette méthode est retenue pour identifier des lois de comportement des matériaux avec la plasticité initiale isotrope et anisotrope et l'écroutissage isotrope lors du présent travail.

Lors du travail sont utilisés des métaux avec plasticité initiale anisotrope.

Pour décrire l'anisotropie de comportement mécanique de tôle métallique, a été utilisé le critère de plasticité anisotrope quadratique de Hill. La méthode de détermination des paramètres du modèle de Hill à partir des courbes de référence est présentée dans le paragraphe suivant.

2.2.3 Critère de plasticité anisotrope de Hill (1948)

Une déformation plastique à froid telle que le laminage entraîne la rotation des cristallites de telle sorte que dans le cas de tôles laminées certains plans cristallins et certaines directions soient respectivement parallèles au plan de laminage et à la

direction de laminage. La formation de textures cristallographiques conduit à une anisotropie des propriétés mécaniques. Lors de l'essai de traction, la répartition des déformations suivant la largeur et l'épaisseur des éprouvettes change en fonction de la direction de prélèvement de l'éprouvette par rapport à la direction de laminage.

Pour des éprouvettes de traction, on constate que l'orientation de l'éprouvette par rapport à la direction de laminage a une incidence schématisée sur la **Figure 21**.

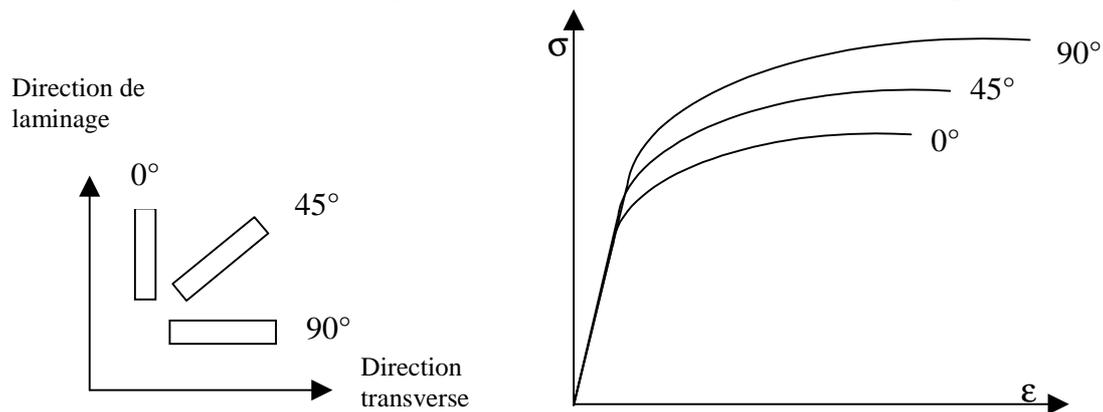


Figure 21. Exemples de courbes contrainte – déformation obtenues en traction sur le même matériau découpé selon différentes orientations par rapport à la direction de laminage.

Ce phénomène d'anisotropie de comportement est partiellement visible lors de l'emboutissage profond où les emboutis présentent des irrégularités sur la collerette (voir **Figure 22**).

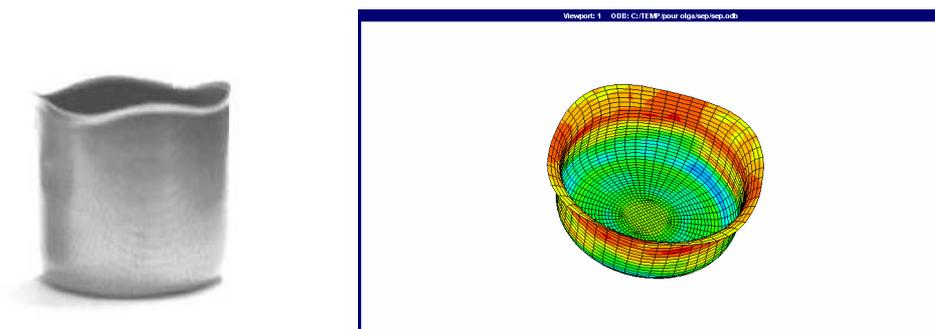


Figure 22. Pièces embouties réellement et virtuellement d'une tôle anisotrope.

En général, les matériaux obtenus par laminage à froid ont un comportement anisotrope de type orthotrope, c'est-à-dire ses propriétés mécaniques sont symétriques par rapport à deux plans orthogonaux. Dans le cas des tôles minces, les axes principaux d'anisotropie sont généralement parallèles aux directions de laminage, transverse et normale (voir **Figure 23**).

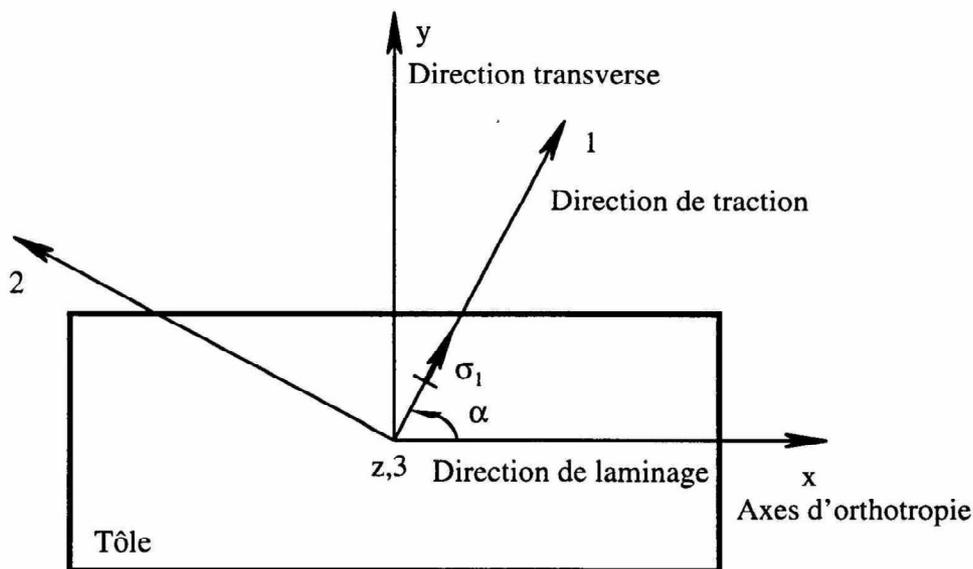


Figure 23. Description des axes principaux et d'orthotropie (repères d'anisotropie).

Une mesure de l'anisotropie plastique couramment utilisée dans la caractérisation des tôles minces, est définie par le rapport entre les vitesses de déformation plastique dans le sens de la largeur ϵ_{22} et à travers l'épaisseur ϵ_{33} , mesurées sur une éprouvette de traction uniaxiale.

Ce rapport de déformation est connu comme le coefficient d'anisotropie plastique ou coefficient de Lankford $r(\alpha)$. Si une traction uniaxiale est effectuée dans la direction 1 orientée d'un angle α par rapport à la direction principale d'anisotropie (voir **Figure 23**), le coefficient d'anisotropie en fonction de α s'écrit :

$$r(\alpha) = \frac{d\epsilon_{22}}{d\epsilon_{33}} \quad (11)$$

Un cas particulier de l'anisotropie plastique est observé dans certaines tôles métalliques. Ce type d'anisotropie appelé l'anisotropie normale ou l'isotropie transverse correspond à l'existence d'un axe de symétrie autour de la direction normale à la tôle, c'est-à-dire toutes les directions dans le plan de la tôle sont équivalentes alors que les propriétés dans la direction perpendiculaire sont différentes. Dans ce cas particulier, les relations entre les coefficients de Hill sont suivantes : $F=G$ et $N=G+2H$. Un matériau à isotropie transverse est caractérisée par un coefficient d'anisotropie normale R (=coefficient de Lankford).

Ce type d'anisotropie est constaté sur l'alliage Al6061T4, dont le coefficient d'anisotropie normale $R=0,64$.

En cas général, les incréments de déformation doivent être exprimés dans le repère d'anisotropie, et par conséquent l'expression pour $r(\alpha)$ (équation (11)) est réécrit sous la forme :

$$r(\alpha) = \frac{d\varepsilon_{xx} \sin^2 \alpha + d\varepsilon_{yy} \cos^2 \alpha - 2d\varepsilon_{xy} \sin \alpha \cos \alpha}{d\varepsilon_{zz}} \quad (12)$$

Les contraintes dans ce repère s'écrivent :

$$\begin{cases} \sigma_{xx} = \sigma_1 \cos^2 \alpha \\ \sigma_{yy} = \sigma_1 \sin^2 \alpha \\ \sigma_{xy} = \sigma_1 \sin \alpha \cos \alpha \end{cases} \quad (13)$$

Le critère de plasticité quadratique pour un matériau avec une anisotropie initiale proposé par Hill [Hill 50] s'écrit comme une extension du critère isotrope de Von Mises :

$$2f(\sigma) = \sqrt{F(\sigma_{yy} - \sigma_{zz})^2 + G(\sigma_{zz} - \sigma_{xx})^2 + H(\sigma_{xx} - \sigma_{yy})^2 + 2L\sigma_{yz}^2 + 2M\sigma_{zx}^2 + 2N\sigma_{xy}^2} = 1 \quad (14)$$

où F, G, H, L, M, N sont des paramètres caractérisant l'anisotropie du matériau appelés coefficients de Hill et les indices x, y , et z correspondent aux axes de symétrie orthotrope.

Cette description inclut le critère isotrope dans le cas où : $F=G=H=1/2$ et $L=M=N=3/2$. Ces coefficients de Hill rendent compte des distorsions de la surface de charge dues à l'anisotropie initiale du matériau. Les six paramètres de Hill se déterminent à partir des limites élastiques de traction uniaxiale dans les directions d'orthotropie (F, G, H) et des limites élastiques de cisaillement pur suivant les trois plans de symétrie orthotrope (L, M et N).

Pour le cas d'emboutissage des tôles minces, l'hypothèse d'un état de contraintes planes ($\sigma_{zz}=\sigma_{yz}=\sigma_{zx}=0$) est retenue.

Dans ce cas, le critère d'écoulement se réécrit comme suit :

$$2f(\sigma) = \sqrt{(G+H)\sigma_{xx}^2 - 2H\sigma_{xx}\sigma_{yy} + (F+H)\sigma_{yy}^2 + 2N\sigma_{xy}^2} = 1 \quad (15)$$

Les coefficients de Hill sont reliés aux coefficients de Lankford par les relations suivantes :

$$r_0 = \frac{H}{G} ; r_{45} = \frac{2N - (F+G)}{2(F+G)} ; r_{90} = \frac{H}{F} \quad (16)$$

soit en inversant les relations :

$$H = \frac{r_0}{(1+r_0)} ; G = \frac{1}{(1+r_0)} ; F = \frac{r_0}{r_{90}(1+r_0)} ; N = \frac{(r_0+r_{90})(2r_{45}+1)}{2r_{90}(1+r_0)} \quad (17)$$

Ainsi, à partir des trois coefficients de Lankford, a priori, il est possible de déterminer les coefficients de Hill.

Pourtant, en pratique, les résultats obtenus à partir de l'analyse d'images montrent, que les coefficients de Lankford ne sont pas constants et dépendent du niveau de déformation [Vac 03]. L'étude des essais de traction des éprouvettes en acier DC05 en utilisant la technique d'analyse d'images confirme ce phénomène (**Figure 26**).

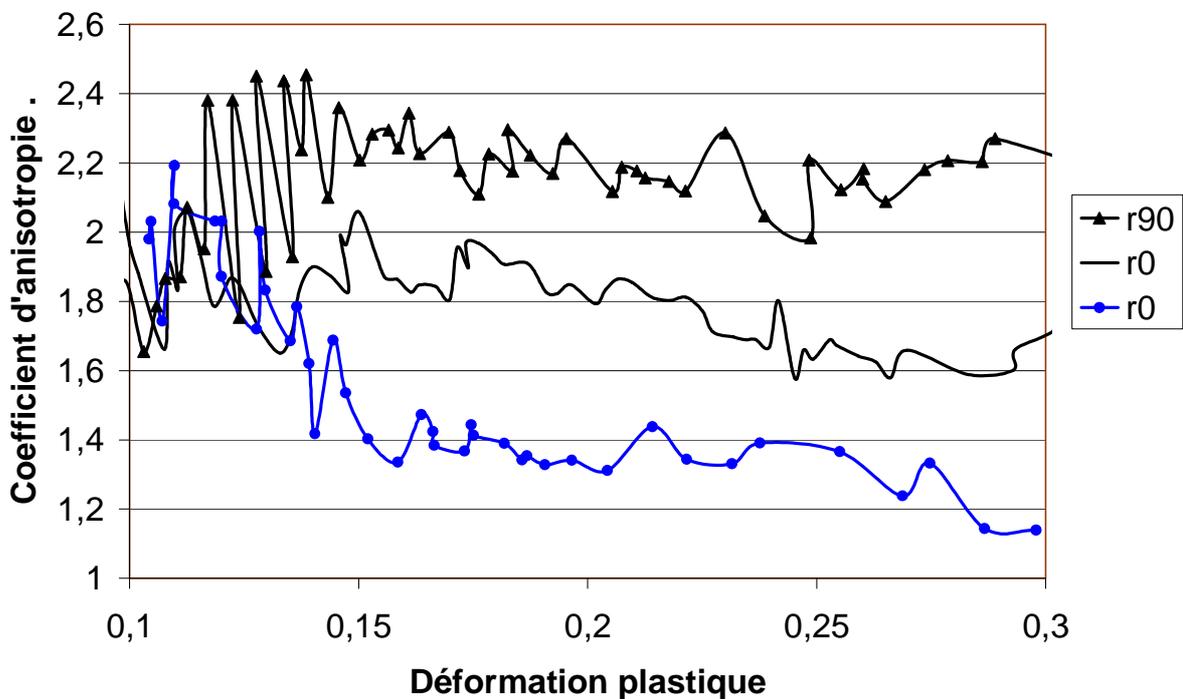


Figure 24. Évolution des coefficients d'anisotropie de Lankford obtenue par l'analyse d'images en fonction de niveau de déformation.

En prenant comme référence les valeurs des coefficients de Lankford pour le taux de déformation 20 %, on obtient les valeurs suivantes : $r_0=1,8$; $r_{45}=1,4$ et $r_{90}=2,2$, on détermine les coefficients de Hill par les équations (17) :

$$H=0,643 ; G=0,357 ; F=0,292 ; N=1,234.$$

Les courbes contrainte vraie – déformation vraie issues d'un essai de traction réel dans la direction 45° et d'un essai simulé en utilisant les coefficients de Hill calculés sont tracées sur la **Figure 25**. La comparaison entre la courbe théorique et la courbe simulée montre un écart non négligeable.

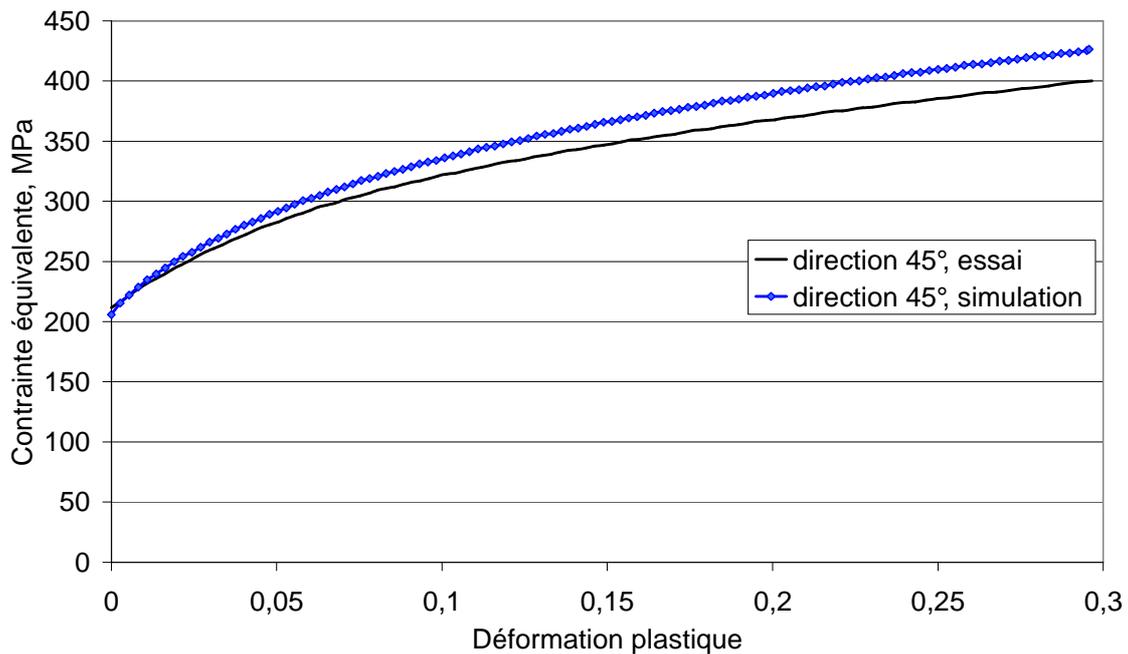


Figure 25. Les courbes contrainte vraie – déformation vraie issues des essais de traction dans la direction 45° réel et simulé en utilisant les coefficients de Hill calculés à partir des coefficients de Lankford.

Nous proposons ici une autre méthode de détermination des coefficients de Hill, en utilisant les courbes de référence obtenues lors de quatre essais de traction, notamment dans les directions 0°, 30°, 45° et 90° par rapport au sens de laminage. L’essai de traction à 30° remplace un essai de traction équi-biaxiale dans les directions 0° et 90° ou un essai de cisaillement, couramment utilisés dans les laboratoires de recherche pour la détermination des coefficients d’anisotropie de Hill. Notre proposition met en œuvre des moyens expérimentaux utilisables au sein d’une entreprise non équipée avec des dispositifs sophistiqués.

Après un changement de repère, en remplaçant les composantes des contraintes données par les équations (13) dans (15), l’évolution de la limite élastique en traction uniaxiale dans le plan de la tôle est obtenue par :

$$\sigma(\alpha) = \left[F \sin^2 \alpha + G \cos^2 \alpha + H + (2N - F - G - 4H) \sin^2 \alpha \cos^2 \alpha \right]^{-1/2}. \quad (18)$$

En utilisant l’expression (18), on déduit les relations suivantes. Pour un essai de traction uniaxiale selon la direction de laminage ($\alpha=0^\circ$), on trouve :

$$(\sigma_0)^{-2} = (G + H), \quad (19)$$

où σ_0 est la limite d’élasticité dans la direction de laminage.

De façon analogue,

$$(\sigma_{30})^{-2} = \frac{F + 9G + 4H + 6N}{16}, \quad (20)$$

avec σ_{30} la limite d'élasticité à 30° par rapport au sens de laminage.

Pour un essai de traction uniaxiale faisant un angle de 45° par rapport à la direction de laminage, i.e., $\alpha=45^\circ$:

$$(\sigma_{45})^{-2} = \frac{F + G + 2N}{4}, \quad (21)$$

avec σ_{45} la limite d'élasticité à 45° .

Finalement, pour un essai de traction uniaxiale dans la direction transverse longue, i.e., $\alpha=90^\circ$:

$$(\sigma_{90})^{-2} = (F + H), \quad (22)$$

où σ_{90} est la limite d'élasticité dans la direction transverse par rapport au sens de laminage.

Si l'égalité de la contrainte équivalente avec la contrainte d'écoulement plastique en traction uniaxiale suivant la direction 0° est imposée alors :

$$(G + H) = 1 \quad (23)$$

et cette direction devient la direction de référence.

Dans ce cas, il ne reste que trois coefficients indépendants, qui se déterminent facilement à partir de valeurs de ratios issues des quatre essais de traction.

Les relations suivantes sont déduites à partir des équations (19) à (23) :

$$\begin{aligned} \frac{\sigma_{90}}{\sigma_0} &= \sqrt{\frac{G + H}{F + H}}, \\ \frac{\sigma_{45}}{\sigma_0} &= \sqrt{\frac{4(G + H)}{F + G + 2N}}, \\ \frac{\sigma_{30}}{\sigma_0} &= \sqrt{\frac{16(G + H)}{F + 9G + 4H + 6N}}. \end{aligned} \quad (24)$$

Application de la méthode

Le critère quadratique de Hill est appliqué pour prendre en compte l'anisotropie initiale de la tôle d'acier DC05. Afin de déterminer les coefficients d'anisotropie, la méthode proposée dans le paragraphe précédent est utilisée.

Les quatre courbes contrainte vraie – déformation vraie sont tracées à partir des résultats des essais de traction en direction 0° , 30° , 45° et 90° (**Figure 26**).

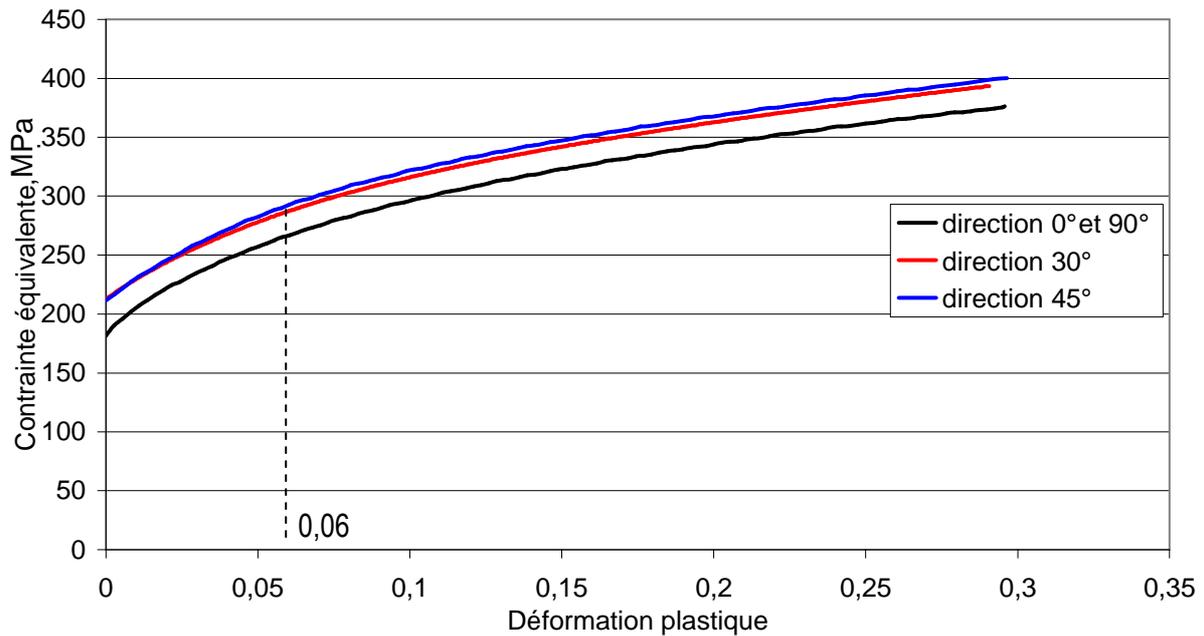
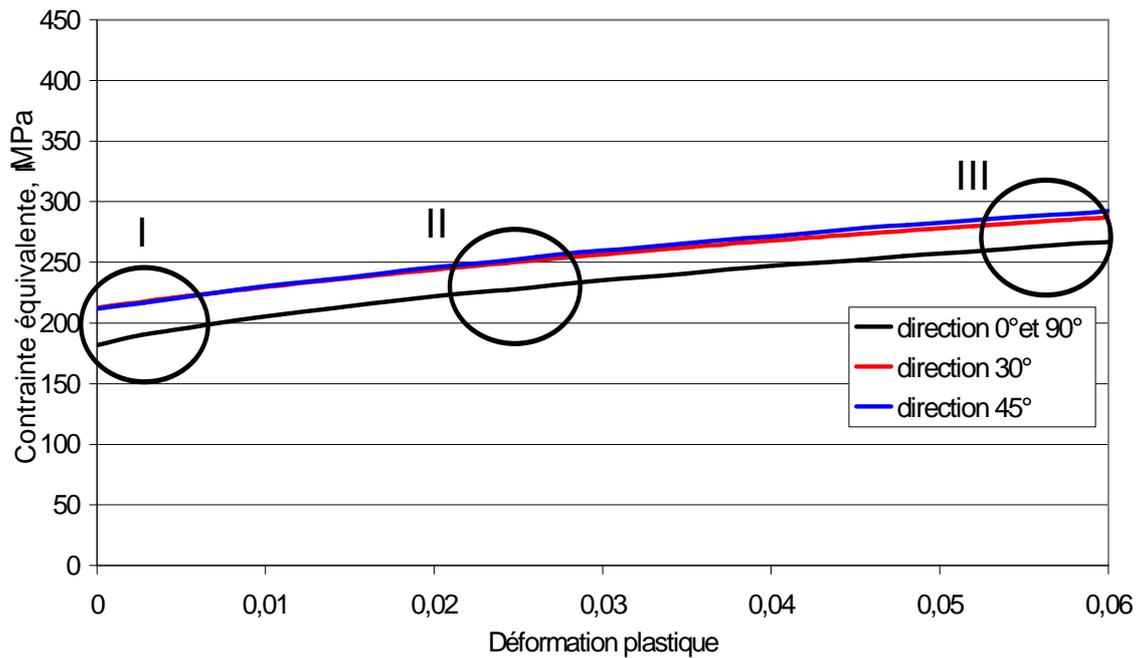


Figure 26. Courbes contrainte équivalente – déformation équivalente plastique pour la tôle de l'acier DC05 issues de l'essai de traction avec la vitesse de déformation 10^{-3} /s.

Le critère de Hill suppose que toutes les courbes caractéristiques de matériau ont la même pente mais des points différents de départ, c'est-à-dire que l'écrouissage ainsi que les limites élastiques évoluent de manière identique.

Expérimentalement pourtant, les coefficients d'anisotropie évoluent au cours de la déformation (**Figure 27**). Les ratios des limites élastiques σ_{45}/σ_0 et σ_{30}/σ_0 correspondantes aux zones I, II et III sont nettement différentes.

L'étude de l'évolution des paramètres d'anisotropie [Arr 90, p.118] montre que des valeurs d'anisotropie se stabilisent après un certain niveau de déformation. Dans le cas observé (l'acier DC05), la stabilisation des rapports entre les courbes de référence se produit au niveau de 6% de déformation plastique. Ainsi, pour déterminer des coefficients de Hill les valeurs stabilisées sont retenues.



1

Figure 27. Evolution des rapports entre les courbes contrainte – déformation plastique pour l’acier DC05 (vitesse de déformation 10^{-3} /s)

Les valeurs des ratios obtenues à partir des points (au delà de 6 %) des courbes de traction en direction 0° , 30° , 45° et 90° sont les suivantes :

$$\begin{aligned}
 \sigma_{90} / \sigma_0 &= 1 \\
 \sigma_{45} / \sigma_0 &= 1,075 \\
 \sigma_{30} / \sigma_0 &= 1,055
 \end{aligned}
 \tag{25}$$

Ainsi, un système de quatre équations simples est obtenu. Ce système d'équations est résolu en utilisant la méthode de substitution :

$$(G + H) = 1$$

$$\sqrt{\frac{G + H}{F + H}} = 1$$

$$\sqrt{\frac{4(G + H)}{F + G + 2N}} = 1,075 \quad (26)$$

$$\sqrt{\frac{16(G + H)}{F + 9G + 4H + 6N}} = 1,055$$

Les coefficients d'anisotropie identifiés ainsi pour l'acier DC05 sont regroupés dans le tableau suivant :

F	G	H	N
0,3112	0,3112	0,6888	1,4180

Tableau 3. Coefficients d'anisotropie de Hill obtenus pour l'acier DC05 (vitesse de déformation 10^{-3} /s).

Pour valider l'identification des coefficients d'anisotropie de Hill, les essais de traction pour des éprouvettes découpées dans les directions 30° et 45° sont simulés en utilisant le code éléments finis Abaqus.

La courbe de référence obtenue pour l'éprouvette découpée dans le sens de laminage, est entrée point par point dans le fichier d'entrée du code de calcul. Egalement, les paramètres d'anisotropie de Hill et l'orientation du flan sont indiqués dans ce fichier.

La comparaison des courbes contrainte vraie – déformation vraie simulées et obtenues réellement est satisfaisante, le décalage maximal entre les points des courbes obtenues par expérience et par calcul est approximativement 3 % (voir **Figure 28**).

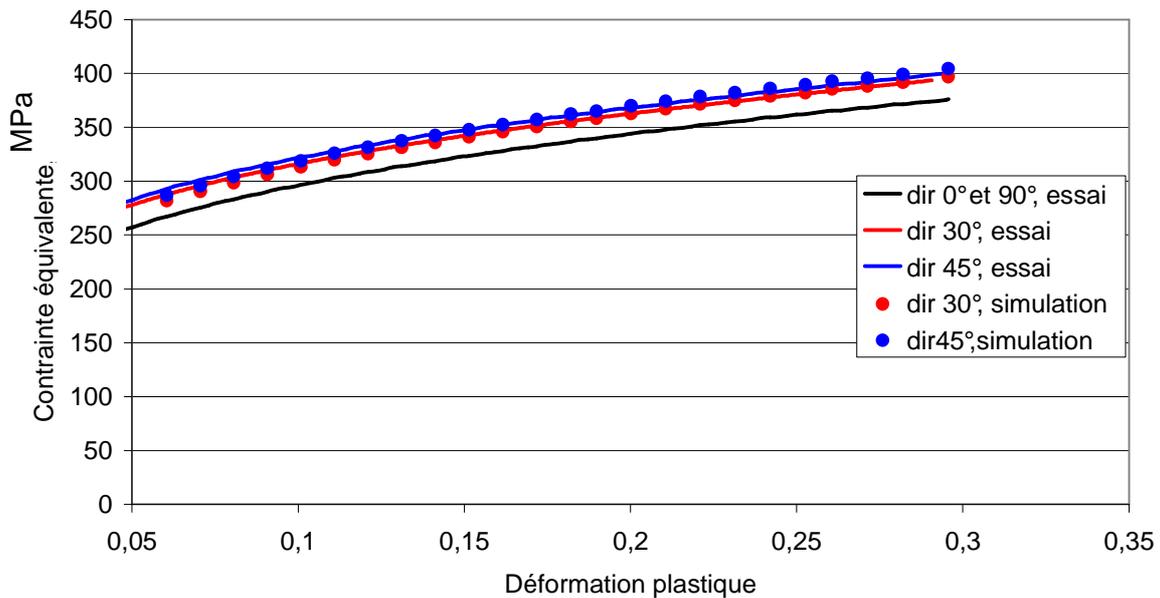


Figure 28. Comparaison des courbes de traction expérimentales et simulées avec le critère quadratique d'anisotropie de HILL pour l'acier DC05 (vitesse de déformation 10^{-3} /s).

Il y a beaucoup d'autres critères de plasticité qui tentent de décrire le comportement anisotrope en intégrant de plus en plus de spécificités. Par exemple, le critère de Hill non quadratique [Hill 79] a été créé pour intégrer le comportement « anormal » d'un aluminium de qualité commerciale. Logan et Hosford [Log 80] ont proposé le modèle de plasticité anisotrope (un cas particulier du critère non quadratique de Hill 79) qui est mieux adapté pour des matériaux isotropes transverses. Dans les articles de Barlat et al. [Bar 91], de Karafyllis et Boyce [Kar 93], de Ferron et al. [Fer 94], d'autres critères de plasticité anisotrope sont proposés. Pour effectuer des simulations avec ces critères, il faut cependant les implanter dans le code, c'est-à-dire créer des sous-programmes utilisateur spécifiques.

Le critère quadratique de Hill est retenu pour les simulations numériques dans le présent travail pour sa simplicité mathématique et pour la facilité de l'identification des paramètres. En effet, le critère de Hill décrit bien le phénomène d'anisotropie pour des aciers et ce critère est implanté pratiquement dans tous les codes des éléments finis commercialisés, y compris dans le code Abaqus.

Le choix du modèle associé au comportement du matériau dépend du type de plasticité initiale (critère de Von Mises pour le matériau isotope ou critère de Hill pour le matériau anisotrope) et de lois d'écrouissage (isotrope, cinématique ou mixte)

observées au cours des essais spécifiques. Le paragraphe suivant est consacré à l'étude de l'érouissage plastique.

2.2.4 Evolution des critères de plasticité. Erouissage isotrope

L'évolution des critères d'écoulement (ou de plasticité) isotrope (critère de Von Mises) et anisotrope (critère quadratique de Hill) présentés dans les paragraphes précédents est liée à l'érouissage, qui implique l'idée de transformation de la surface de charge.

Les classes principales d'érouissage sont l'érouissage isotrope et l'érouissage cinématique. On parle d'érouissage isotrope lorsque la transformation se fait par dilatation du critère, d'érouissage cinématique pour une translation, d'érouissage isotrope - cinématique combinée, lorsque la transformation est quelconque.

Les principaux types d'érouissage sont illustrés schématiquement sur **Figure 29**.

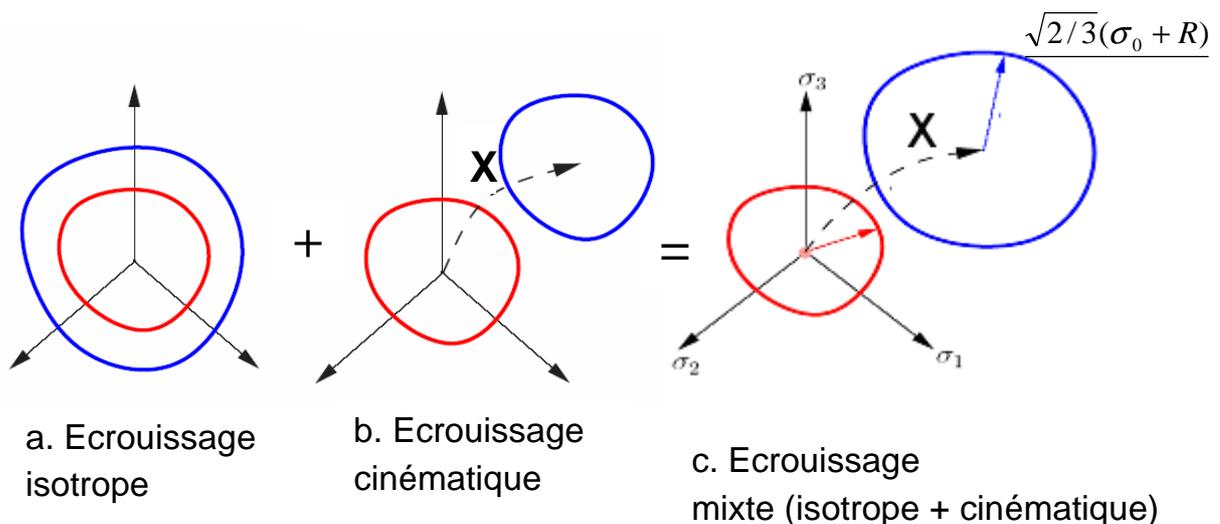


Figure 29. Illustration des principaux types d'érouissage en espace tridimensionnel de contraintes.

Le modèle d'érouissage isotrope de Taylor et Quinney (**Figure 29, a**) suppose une dilatation homothétique du domaine d'élasticité par rapport au domaine initial supposé connu. Mais le domaine d'élasticité reste centré sur l'origine. L'érouissage sera donc caractérisé par une variable scalaire R de la taille du domaine élastique.

Pour le modèle de l'écouissage cinématique de Prager (**Figure 29, b**), on considère que le domaine de plasticité au cours de la déformation plastique se translate dans l'espace des contraintes d'une valeur notée \mathbf{X} .

Le modèle mixte représente un écouissage où la translation de la surface de charge s'accompagne d'une expansion dans l'espace des contraintes. L'évolution du domaine d'élasticité (**Figure 29, c**) est gouvernée par l'évolution d'une variable tensorielle \mathbf{X} qui définit le centre (écouissage cinématique), et une variable scalaire qui définit le rayon R (écouissage isotrope).

Dans les simulations effectuées dans le présent rapport, n'est utilisé que le modèle de l'écouissage isotrope. Le schéma de l'écouissage isotrope est très répandu dans les codes de calcul éléments finis à cause de sa simplicité et grâce à sa bonne représentativité dans le cas du chargement radial, c'est-à-dire lorsque le vecteur représentatif des contraintes dans l'espace des contraintes garde une direction constante.

L'hypothèse d'isotropie de l'écouissage facilite l'écriture des lois d'écouement tridimensionnelles et permet d'identifier le modèle d'écouissage directement à partir de la courbe de traction monotone.

Dans bien des cas, les utilisateurs des codes éléments finis décrivent la courbe de traction point par point. Cela revient implicitement à considérer un écouissage isotrope.

Les mécaniciens ont cherché une présentation analytique du domaine plastique des courbes obtenues par traction. Les modélisations courantes de la littérature sont présentées dans le **Tableau 4**.

Loi	Auteur
$\sigma = K\varepsilon^n$	Hollomon
$\sigma = \sigma_0 + K\varepsilon^n$	Ludwik
$\sigma = K(\varepsilon_0 + \varepsilon)^n$	Swift
$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} + k\left(\frac{\sigma}{E}\right)^n$	Ramberg Osgood
$\sigma = A + \ln(\varepsilon + \varepsilon_0)$	Legoff Saada
$\sigma = \sigma_0 + (\sigma_{\max} - \sigma_0)(1 - \exp(-b\varepsilon))$	Voce

Tableau 4. Différentes relations utilisées pour décrire la courbe de référence contrainte équivalente – déformation plastique équivalente.

Les modèles appropriés aux matériaux utilisés lors de l'étude présentée sont identifiés à partir de l'essai de traction uniaxiale en utilisant la technique d'analyse d'images.

Pour l'érouissage isotrope de l'alliage d'aluminium Al6061T4, la plus adaptée est la loi de Voce [Voc 48] qui s'écrit dans une forme algébrique :

$$\sigma = \sigma_0 + (\sigma_{\max} - \sigma_0)(1 - \exp(-b\varepsilon)) \quad (27)$$

où b est le paramètre de matériau,

σ_0 est un domaine d'élasticité initiale,

σ_{\max} est une contrainte équivalente de saturation,

ε est une déformation plastique équivalente courante.

En utilisant l'outil informatique Excel sont déterminés les paramètres correspondants :

σ_0 (MPa)	σ_{\max} (MPa)	b
182,56	333,02	12,8

Tableau 5. Paramètres de l'érouissage isotrope de type de Voce pour l'alliage Al6061T4.

La comparaison de la courbe issue de l'essai de traction avec la courbe calculée (voir **Figure 30**) valide l'identification présentée.

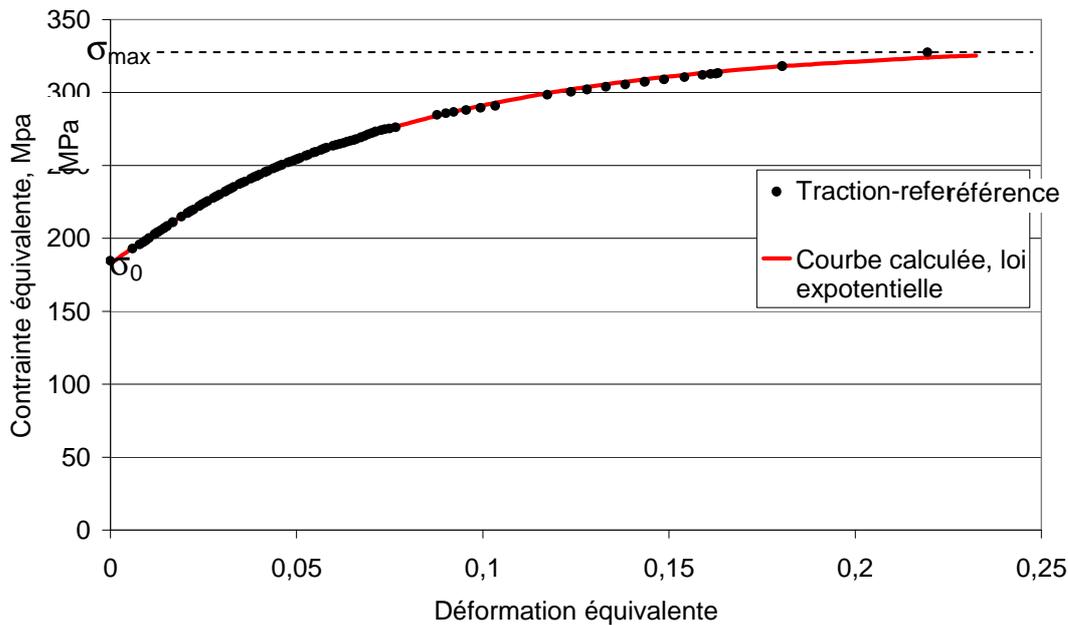


Figure 30. Présentation explicite (une fonction exponentielle) de la courbe de référence pour alliage d'aluminium Al6061T4, direction 0°, vitesse de déformation 10^{-3} /s.

Pour modéliser l'écroutissage isotrope de l'acier DC05, la loi de Ludwik [Lud 09] est choisie. La loi de Ludwik s'écrit sous la forme suivante :

$$\sigma = \sigma_0 + K\varepsilon^n \quad (28)$$

où K et n sont les paramètres de matériau,

σ_0 est un domaine d'élasticité initiale,

ε est une déformation plastique équivalente courante.

Valeurs de paramètres de loi d'écroutissage pour l'acier DC05 sont regroupées dans le tableau suivant :

σ_0 (MPa)	n	K (MPa)
180,47	0,25	504

Tableau 6. Paramètres de l'écroutissage isotrope de type de Ludwik pour l'acier DC05.

La comparaison de la courbe expérimentale avec la courbe issue du calcul analytique par la loi de Ludwik est donnée sur la **Figure 31**.

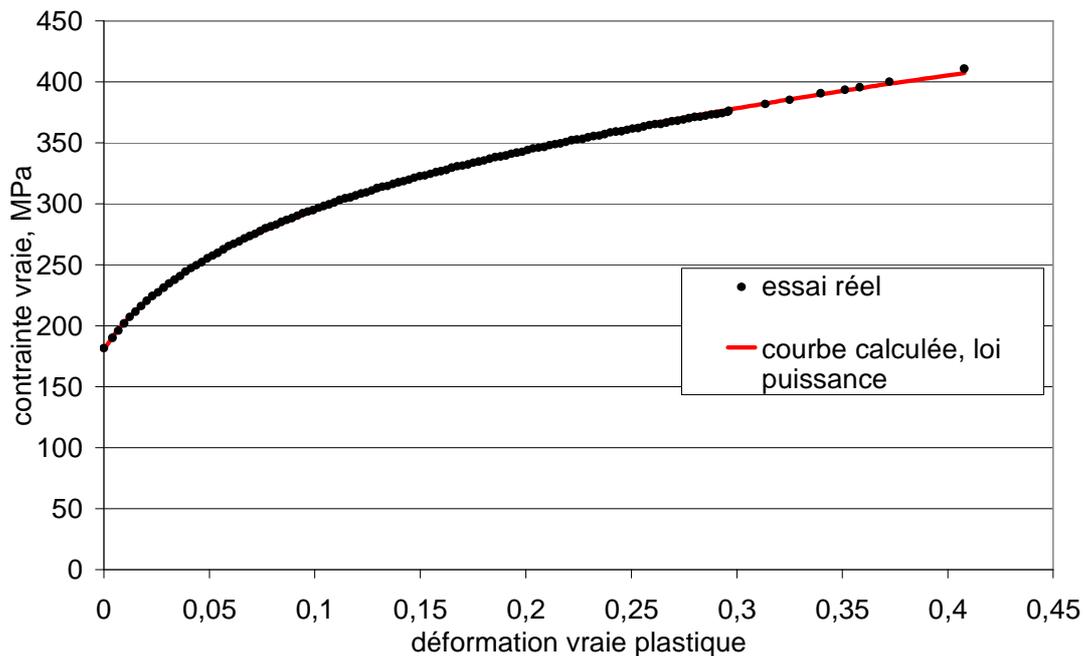


Figure 31. Présentation explicite de la courbe de référence (une fonction puissance de Ludwik) pour acier DC05, direction 0° , vitesse de déformation $10^{-3}/s$.

Les modèles identifiés sont utilisés ici pour effectuer des simulations de la mise en forme relativement « simple ».

Cependant, pour traiter des cas d'emboutissage complexes, par exemple emboutissage en plusieurs passes, où il y a des zones de tôle sollicitées successivement en pliage puis dépliage, il faut tenir compte de l'effet de Bauschinger, s'il a lieu. L'effet de Bauschinger couramment observé pour les matériaux métalliques est caractérisé par un durcissement dans un sens (sens de l'écoulement plastique) et un adoucissement dans le sens contraire (sens de décharge élastique). Pour ce cas les modèles de l'écrouissage cinématique ou mixte (isotrope + cinématique) sont mieux adaptés.

En pratique, l'identification des lois d'écrouissage cinématique ou mixte se fait à partir des essais cycliques (traction - compression, cisaillement avec un changement de direction de sollicitation ou de flexion alternée) pour déterminer les paramètres des lois d'écrouissage.

L'identification des caractéristiques de l'écrouissage cinématique est difficile pour les tôles minces car des essais en traction - compression sont théoriquement nécessaires, mais délicats puisque sous la compression on obtient très vite le phénomène de flambage. Pour cette raison, pour l'identification des lois et de leurs paramètres, on

utilise soit des essais de cisaillement cyclique [Bou 03], soit des essais à base de flexion alternée sur des bandes de tôle [Bru 03].

Dans l'annexe C, sont présentées les méthodes d'identification des différents modèles d'érouissage cinématique non-linéaire et mixte à partir des essais cycliques de cisaillement sur les échantillons des tôles d'alliage d'aluminium Al6061T4 et l'acier doux DC05.

Il faut préciser, que le modèle de l'érouissage cinématique linéaire est intégré dans la version explicite du logiciel Abaqus par le sous programme utilisateur Vumat, le modèle de l'érouissage mixte non-linéaire est disponible dans la version implicite du code.

Dans le paragraphe suivant, est abordé un autre phénomène important, qu'il faut prendre en compte pour obtenir une simulation fiable de la mise en forme. C'est le phénomène de viscoplasticité, qui pour les métaux et alliages se manifeste lors du changement de la vitesse de déformation.

2.2.5 L'influence de la vitesse de déformation sur le comportement de matériau

Pour certains matériaux, les comportements plastiques sont dépendants des vitesses de déformation, c'est-à-dire du temps.

La vitesse de déformation est calculée par :

$$\dot{\epsilon} = \frac{\Delta L}{L * t}, \quad (29)$$

où t est le paramètre de temps en seconde.

Afin d'étudier l'influence de la vitesse de déformation sur le comportement de l'acier DC05 et de l'alliage d'aluminium Al6061T4 est effectuée une série d'essais de traction d'éprouvettes découpées dans la direction de laminage avec les vitesses de déformation différentes : 0,0001 ; 0,01 ; 0,1 et 1 s⁻¹. Les résultats de nos essais sont présentés sur la **Figure 32** et la **Figure 33**.

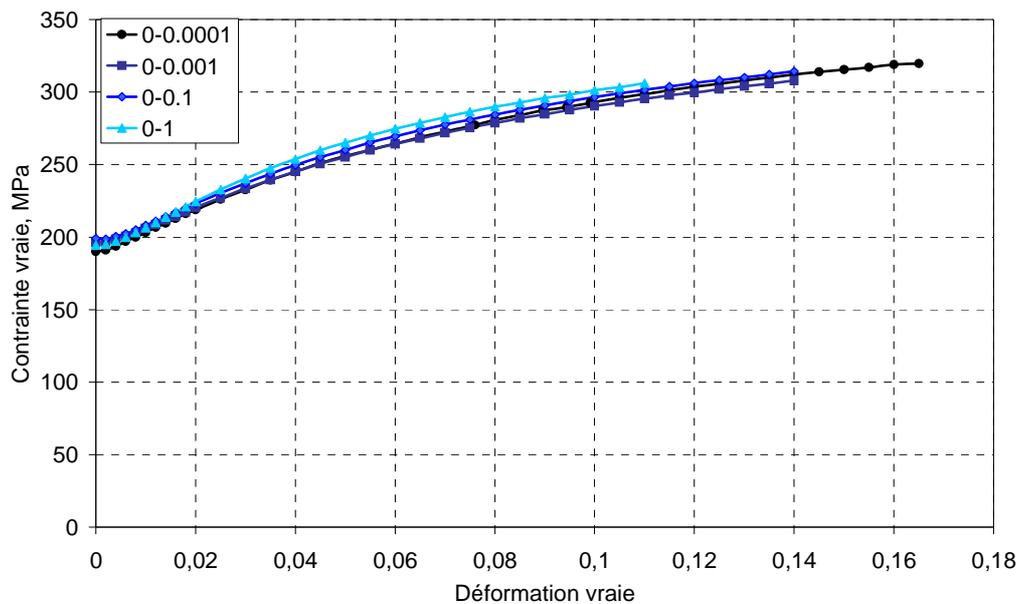


Figure 32. Influence de la vitesse de déformation (s⁻¹) sur la courbe de référence pour l'alliage Al6061T4.

La vitesse de déformation n'a pas un impact important sur le comportement de l'alliage d'aluminium Al6061T4. Par contre, le comportement de l'acier DC05 dépend de la vitesse de déformation : plus la vitesse est élevée, plus la contrainte est grande pour une même déformation (**Figure 33**).

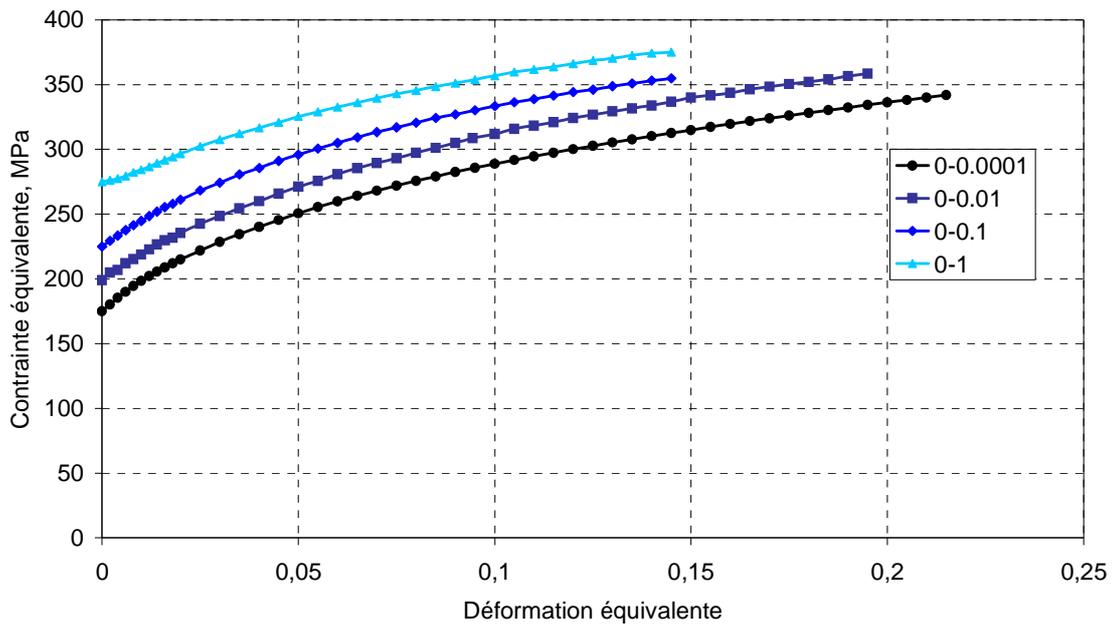


Figure 33. Influence de la vitesse de déformation (s^{-1}) sur la courbe de référence pour l'acier DC05

Dans la littérature [Lem 88, p.256], on trouve une conclusion essentielle par rapport à ce phénomène : un changement de vitesse de déformation en cours d'essai produit un changement immédiat de la courbe de traction qui a tendance à rejoindre la courbe monotone correspondant à la nouvelle vitesse (**Figure 34**).

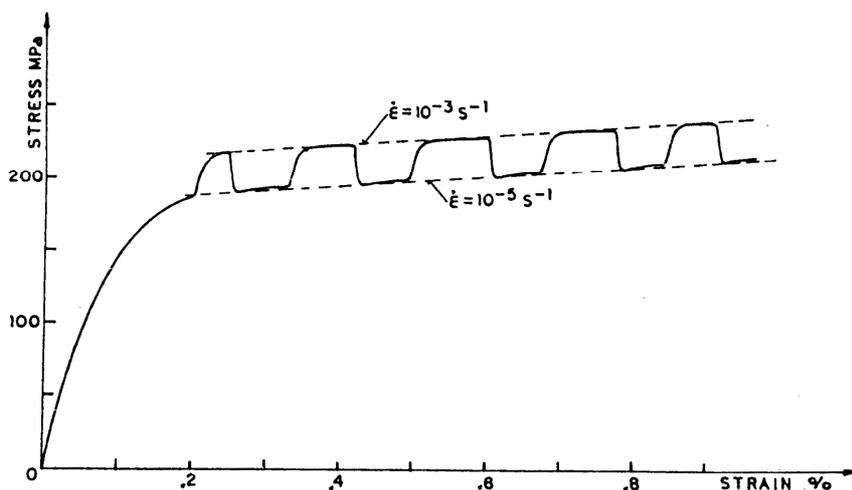


Figure 34. Ecrouissage à vitesse de déformation variable sur un acier inoxydable 304 à température ambiante (d'après E. Krempl).

Si le métal est sensible à la vitesse de déformation, il faut obligatoirement prendre en compte ce fait. Le logiciel Abaqus permet d'entrer directement les courbes de

référence contrainte équivalente – déformation équivalente pour différentes vitesses de déformation. A partir de ces données, le code calcule, à chaque pas de temps et pour chaque élément de la pièce déformable, la contrainte correspondante avec la prise en compte de la vitesse de déformation. Pour des vitesses intermédiaires, le code fait une interpolation linéaire.

Un exemple de simulation d'une pièce industrielle est donné ici pour montrer l'importance de la prise en compte de la dépendance du comportement en fonction de la vitesse de déformation. Le procédé d'emboutissage de la tôle DC05 pour obtenir la pièce est présentée sur la **Figure 35** est simulé.

L'outillage utilisé pour cette opération est défini avec la **Figure 36**. L'effort de serrage appliqué sur le serre-flan est de 16 000 N. Lors de la mise en forme, le poinçon est lubrifié, donc le coefficient de frottement estimé pour ce calcul est de 0,1.

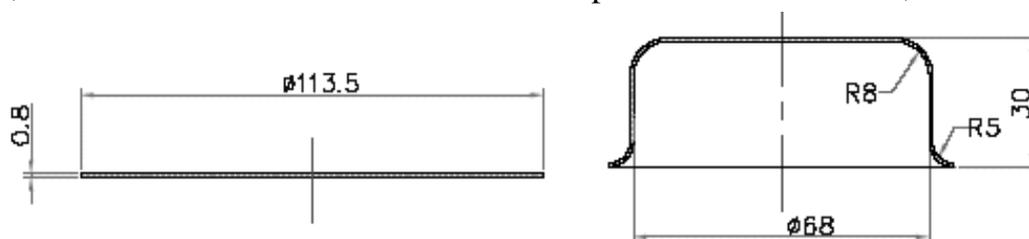


Figure 35. Paramètres géométriques de la tôle et de la pièce emboutie.

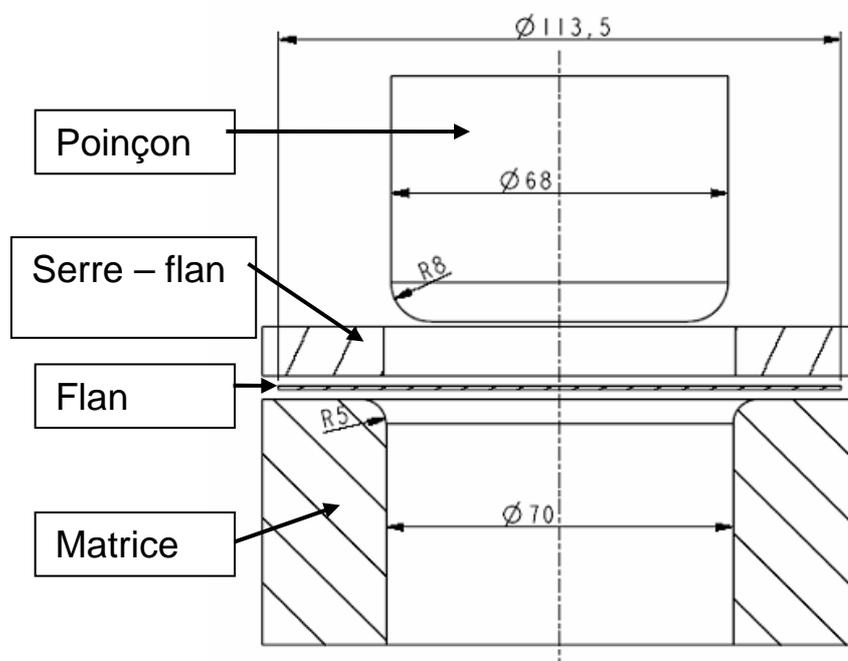


Figure 36. L'outillage d'emboutissage.

La première simulation de l'emboutissage est effectuée avec une prise en compte du phénomène de la dépendance du comportement de l'acier DC05 en fonction de la

vitesse de déformation (**Figure 33**). Le champ de la vitesse de déformation simulée lors de l'emboutissage est donné sur la **Figure 37** (à l'instant où le poinçon est descendu à 10 mm). La vitesse de déformation varie fortement d'une zone à l'autre : il peut y avoir jusqu'à un facteur 10 !

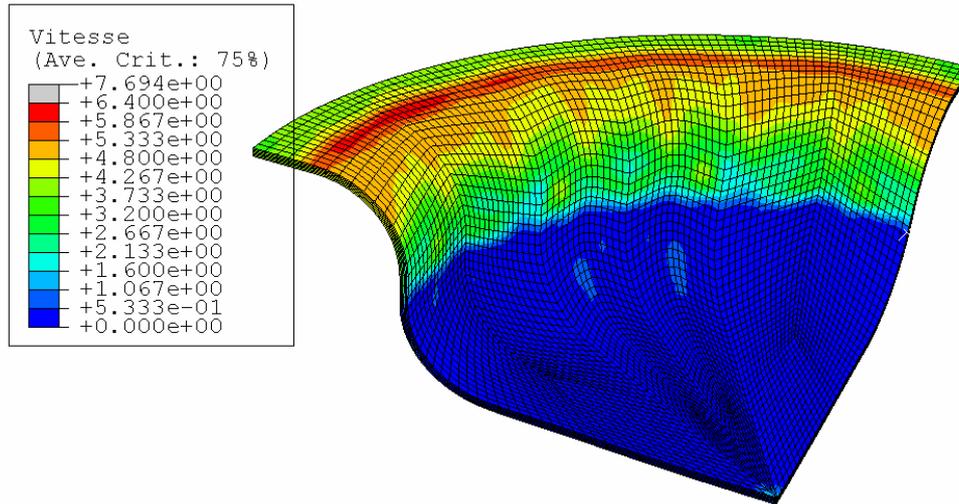


Figure 37. Champ de la vitesse de déformation en cours de la mise en forme correspondant à la descente de poinçon de 10 mm.

La même simulation est répétée ensuite, mais cette fois sans prise en compte du phénomène de viscoplasticité. Pour la courbe de référence contrainte équivalente – déformation plastique équivalente, n'est prise qu'une courbe obtenue pour la vitesse de déformation de 0,001 par seconde.

Les champs de contrainte obtenus par les simulations avec ou sans prise en compte de l'influence de la vitesse de déformation sur le comportement de l'acier DC05 sont visualisés sur la **Figure 38** et la **Figure 39**. La comparaison des résultats de ces simulations montre bien, que l'écart est important, par exemple, dans la même zone géométrique, la valeur maximale de contrainte obtenue par la simulation avec la prise en compte du phénomène de viscoplasticité s'élève à 620 MPa, tandis que pour la simulation sans considération de ce phénomène la valeur de contrainte maximale est de 470 MPa. Cet exemple prouve l'importance et la nécessité d'intégrer ce phénomène dans les calculs numériques.

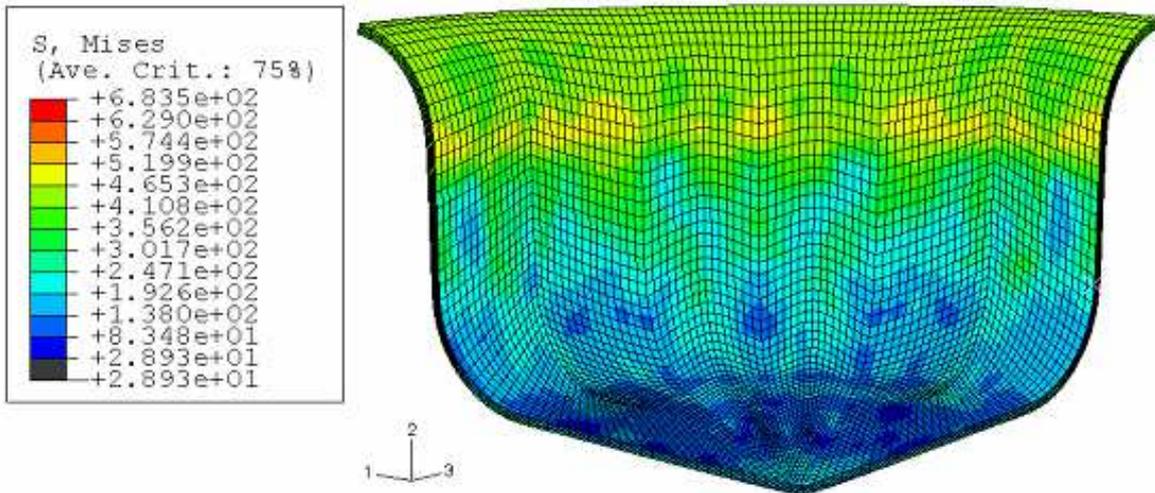


Figure 38. Champs de contrainte de Von Mises à la fin de la mise en forme virtuelle sans la prise en compte de l'influence de la vitesse de déformation sur le comportement de l'acier DC05.

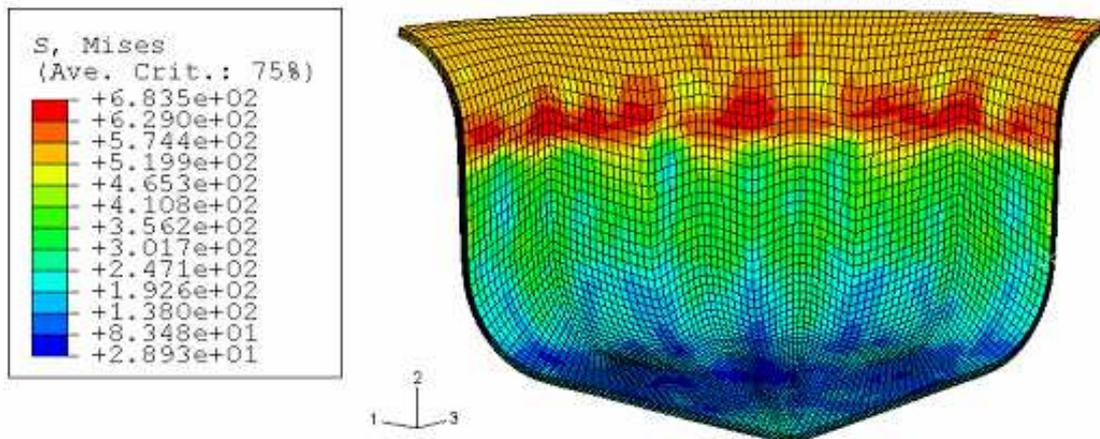


Figure 39. Champs de contrainte de Von Mises à la fin de la mise en forme virtuelle avec la prise en compte de l'influence de la vitesse de déformation sur le comportement de l'acier DC05.

La validation de la simulation de la mise en forme avec prise en compte des phénomènes d'anisotropie et de la visco - plasticité pour le cas présenté a été effectuée avec succès par la comparaison des paramètres géométriques des pièces obtenues expérimentalement et virtuellement (**Figure 40**). Notamment, sont comparés la hauteur de la pièce et les épaisseurs aux niveaux différents dans les directions 0°, 45° et 90° (voir le **Tableau 7**). L'écart maximal entre les données réelles et simulées est de 0,3%.

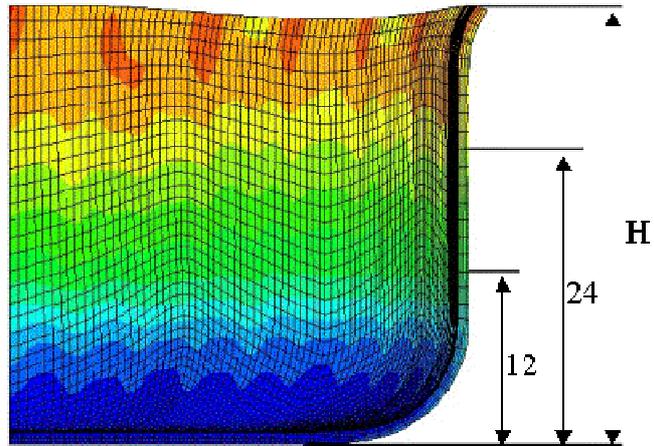


Figure 40. Comparaisons des paramètres géométriques des pièces virtuelle et réelle.

	Direction 0°		Direction 45°		Direction 90°	
	Réelle	Simulée	Réelle	Simulée	Réelle	Simulée
Épaisseur à 12	0,78	0,774	0,8	0,799	0,78	0,777
Épaisseur à 24	0,859	0,852	0,876	0,874	0,845	0,839
Hauteur H	33,65	33,62	32,58	32,51	33,44	33,32

Tableau 7. Comparaison des paramètres géométriques des pièces obtenues lors de la mise en forme réelle et simulée.

Conclusion

Le rôle clé de la détermination de la courbe de référence est illustré dans ce chapitre pour les modèles disponibles dans les logiciels éléments finis. Ainsi, l'apport de l'analyse d'images se révèle vraiment indispensable pour identifier correctement les données à introduire dans le code éléments finis notamment la courbe de référence liant la contrainte vraie à la déformation vraie obtenue à partir d'un essai de traction uniaxiale aussi bien dans le cas de matériaux avec un comportement plastique isotrope ou avec une anisotropie initiale.

A l'opposé, le moindre défaut dans l'identification se traduit par des écarts significatifs sur les simulations. Outre la précision intrinsèque au modèle, l'accumulation de petites erreurs sur l'identification de la courbe de référence, en l'absence de la perception du

rôle crucial de cette étape entraîne sans doute la dérive de résultats mentionnée dans l'introduction.

Ceci est particulièrement bien illustré lorsque le comportement plastique est sensible à la vitesse de déformation. La distribution des déformations sur un embouti réalisé avec un matériau présentant cette propriété est complètement différente d'un matériau qui ne présente pas cette caractéristique. Ce qui pourrait apparaître comme une simplification usuelle, ne pas prendre en compte cette propriété, se traduit directement par des décalages entre les résultats simulés et l'expérience.

Ainsi, la recommandation minimale qui découle de ce chapitre est de recourir définitivement à l'analyse d'images pour identifier les paramètres liés au comportement plastique. Ce type d'analyse apporte d'emblée une exploitation améliorée de modèles aussi rustiques soient-ils.

Cette prescription, si elle est appliquée, rend envisageable l'optimisation d'opérations d'emboutissage en se fondant sur des résultats de simulation qui donnent une estimation correcte des valeurs expérimentales.

Les paramètres des lois de comportement de l'alliage d'aluminium Al6061T4 et de l'acier DC05 ainsi identifiés dans ce chapitre sont regroupés respectivement dans les annexes D et E. Ces paramètres sont utilisés systématiquement dans les simulations numériques présentées par la suite dans ce mémoire.

Le succès de cette méthode dépend de performances des modèles utilisés. Les matériaux ont des comportements qui sont parfois complexes et, pour être exploitable, la simulation doit représenter la réalité avec un degré de vraisemblance suffisant. Il faut renoncer à écrire "la" loi de comportement d'un matériau donné. Il n'existe que des modèles de comportement susceptibles d'approcher pour un problème donné, et avec plus ou moins de précision, le comportement de ce matériau. L'art de l'ingénieur réside justement dans le choix du modèle de comportement qui rendra compte des phénomènes physiques dominants et pertinents pour l'application envisagée.

Ce choix résultera toujours d'un compromis entre la précision voulue et le prix que l'on est disposé à payer pour la mise en œuvre numérique de ce modèle et pour le programme expérimental d'identification.

3 Chapitre 3. Retour élastique. Contrainte résiduelle.

Introduction

Les caractéristiques des pièces obtenues par emboutissage sont très sensibles aux différents paramètres utilisés pour piloter le procédé et dépendent du comportement du matériau. C'est par exemple, le cas de la géométrie de la pièce emboutie. Celle-ci est notamment notablement affectée par le rééquilibrage des contraintes lors du retrait des outillages. Ce phénomène est appelé le "retour élastique". Ce retour élastique doit donc être anticipé si l'on souhaite être en mesure d'obtenir des pièces avec une géométrie voulue.

C'est pourquoi, ce chapitre aborde le problème de l'estimation précise de l'état de contraintes résiduelles et du retour élastique par simulation numérique pour des opérations d'emboutissage.

Le premier paragraphe rappelle que ce phénomène est intimement lié au champ de contraintes induit par la mise en forme. Cette dépendance pose clairement le problème de la détermination précise de cet état de contraintes par des simulations éléments finis.

Dans le paragraphe suivant, on présente un essai expérimental original et simple, élaboré pour rendre accessibles les valeurs des contraintes à différentes étapes du chargement afin de disposer de données fiables. Le retour élastique ne peut être déterminé que si une simulation éléments finis est au moins capable de prédire précisément ces états de contraintes.

Par conséquent, il est utile de vérifier si une modélisation numérique de cet essai est capable de déterminer avec précision les champs de déformation, l'état de contrainte, puis les valeurs des retours élastiques. L'analyse de l'origine des dispersions est nécessaire pour définir une procédure qui fiabilise le recours aux calculs éléments finis afin de déterminer le retour élastique lors de simulations portant sur des cas plus complexes.

Dans le troisième paragraphe, afin d'effectuer la validation des procédures proposées, l'effet du retour élastique réel observé après la mise en forme d'une pièce en U est comparé avec celui obtenu par simulation numérique.

La dernière section illustre comment optimiser les paramètres de mise en forme pour obtenir la géométrie souhaitée d'une pièce présentant un retour élastique important lors du retrait des outillages.

3.1 Position du problème

Pour concurrencer d'autres moyens de production, on cherche à obtenir des pièces par emboutissage avec des dimensions de plus en plus précises. Un des principaux obstacles à l'obtention de pièces précises est lié au changement de forme subi par la pièce lorsqu'elle sort de l'outillage : elle ne conserve pas les dimensions nominales de ce dernier en raison du retour élastique.

Pour illustrer le phénomène du retour élastique, la pièce présentée sur la **Figure 41** est emboutie au moyen d'un outillage initial réalisé à partir des dimensions nominales de la pièce (voir la **Figure 42**).

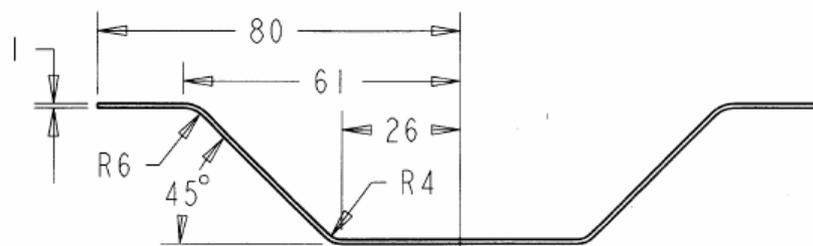


Figure 41. Dessin de définition de la pièce.

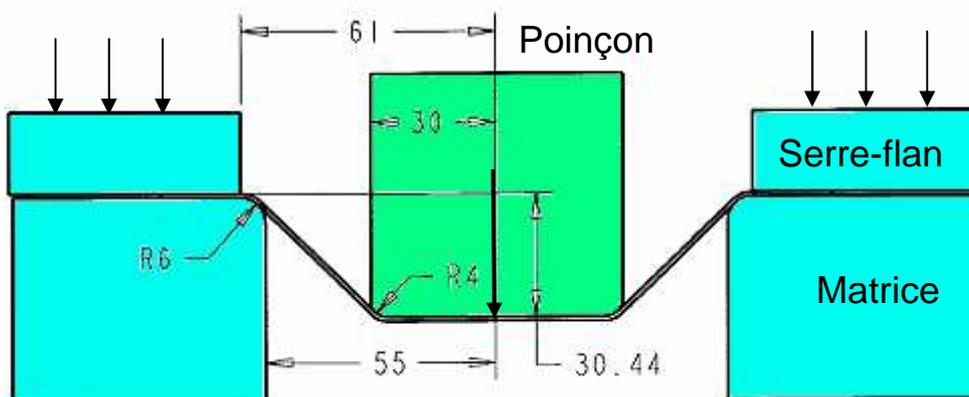


Figure 42. Dessin de l'outillage.



Figure 43. La géométrie de l'embouti après le retour élastique issue de la simulation éléments finis de la mise en forme par pliage.

Le retour élastique de la pièce lors du retrait des outils, donc suite aux changements des conditions aux limites, conduit à un changement de géométrie de la pièce emboutie (**Figure 43**).

Pour comprendre l'origine du retour élastique observé dans l'exemple présenté ci-dessus, il faut observer d'un peu plus près l'évolution des déformations et des contraintes provoquées par la séquence pliage - dépliage sous l'arrondi du poinçon. La **Figure 44** et la **Figure 45** montrent la distribution des déformations et des contraintes longitudinales dans cette zone. L'arc le plus grand subit une déformation combinée élastique - plastique en traction, alors que l'arc le plus court nécessite une déformation élastoplastique de compression.

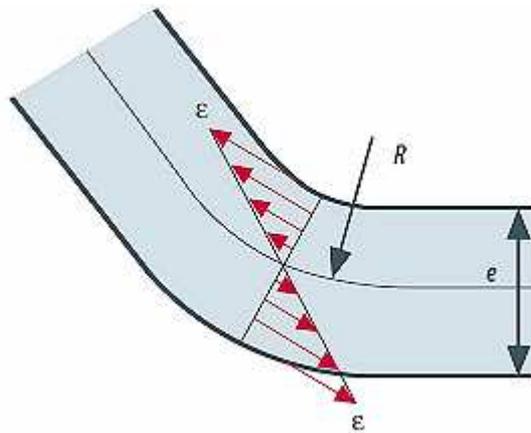


Figure 44. Distribution de déformation de traction le long d'une section transverse lors du pliage.

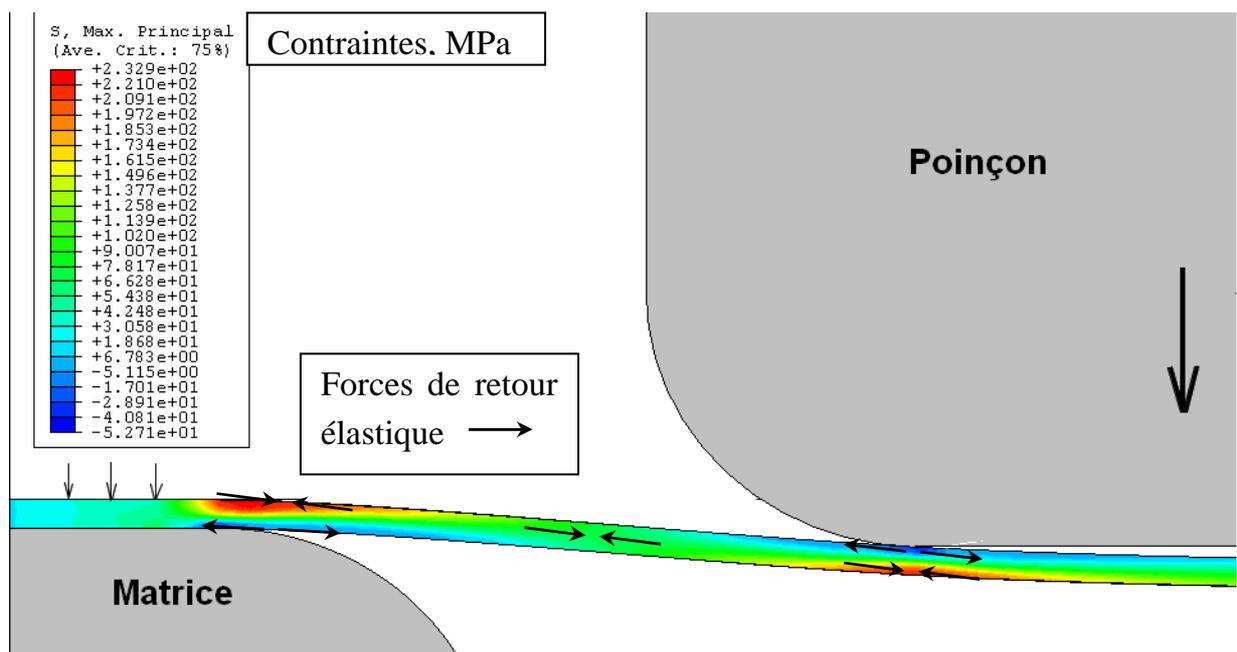
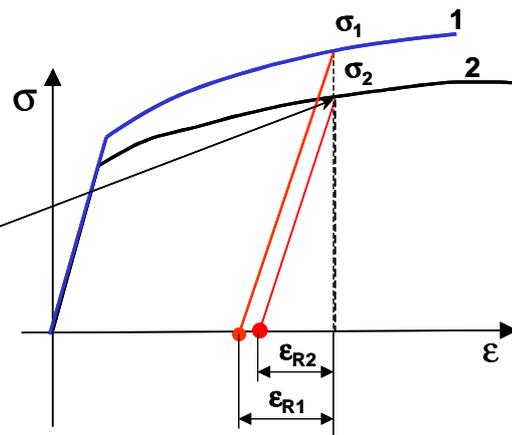
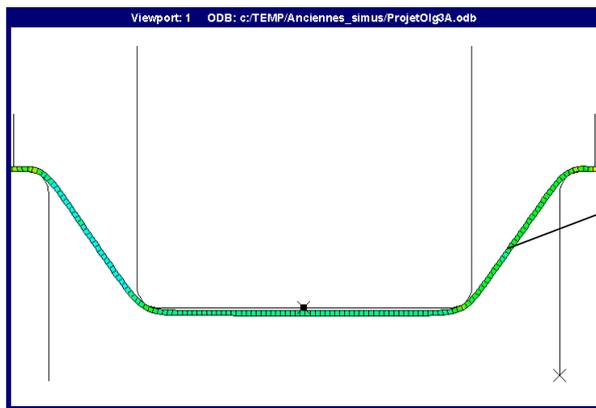


Figure 45. Mise en forme d'une lamelle. Hétérogénéité des contraintes lors de l'emboutissage.

Lors de la libération des contacts de la pièce avec la matrice, le poinçon et le serre-flan, donc lors du changement des conditions aux limites, la redistribution des contraintes consécutive entraîne des déformations élastiques qui se manifestent par un changement notable de la géométrie de la pièce. La zone déformée en traction tend à diminuer de longueur alors que celle en compression augmente du fait de la disparition du couple appliqué par le poinçon et la matrice. La pièce a donc tendance à s'ouvrir lors du retrait de l'outillage. Le procédé d'emboutissage nécessite le contrôle de différents paramètres qui conditionnent le retour élastique. Toutes choses égales par ailleurs, le comportement du matériau a également une incidence forte sur le retour élastique.

Il est alors essentiel de modéliser le plus exactement possible ce comportement pour espérer prédire le retour élastique au moyen de simulations numériques. De ce point de vue, le chapitre 2 a mis en exergue l'importance du choix et de l'identification des lois de comportement du matériau, ainsi que le rôle joué par la courbe de référence. La **Figure 46** illustre schématiquement en un point de la pièce l'impact de deux différentes lois de comportement (présentées par les courbes de référence 1 et 2) sur l'estimation des valeurs des contraintes résiduelles σ_1 et σ_2 à la fin de la mise en forme et du retour élastique lors de la décharge (ϵ_{R1} et ϵ_{R2}).



Courbes contrainte vraie-déformation vraie

Figure 46. Présentation schématique de l'impact des lois de comportement sur la prédiction du retour élastique en un point par la simulation numérique.

Bien que les phénomènes qui en sont à l'origine soient finalement assez simples, le retour élastique reste à l'heure actuelle un phénomène peu maîtrisé, difficile à estimer lors des opérations industrielles complexes.

Par exemple, un problème de retour élastique a été étudié expérimentalement [Dem 00] et numériquement [Gat 02] et [Bat 05]. L'essai dit « ouverture d'anneau » est réalisé en trois opérations : d'abord un emboutissage classique est effectué pour obtenir un godet cylindrique (**Figure 47, a**), puis ce godet est découpé pour obtenir un anneau (**Figure 47, b**) la troisième opération consiste à couper l'anneau verticalement et l'anneau s'ouvre à cause des contraintes résiduelles (**Figure 47, c et d**). L'objectif de cet essai est d'évaluer la distance d'ouverture après le formage et le retour élastique. La comparaison entre les résultats de simulations et l'expérience réelle (**Tableau 8**) montre que la modélisation numérique réalisée par les auteurs n'est pas en mesure de prédire correctement l'effet du retour élastique.

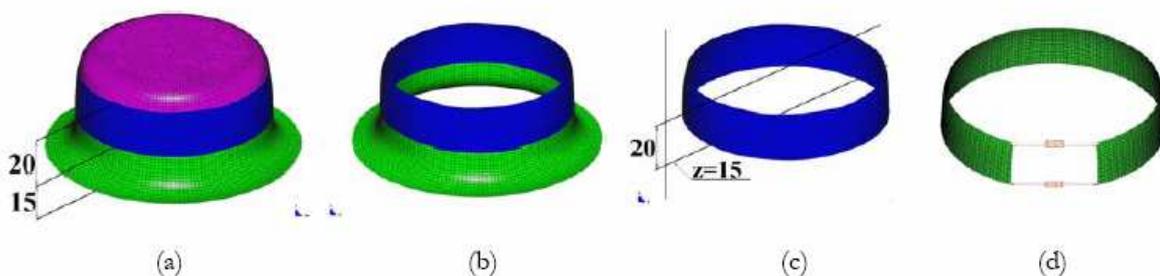


Figure 47. Essais du retour élastique en trois opérations (d'après [Bat 05]).

Méthodes	Ouverture, mm
Stampack (code EF dynamique explicite) [Bat 05]	45,7
Approche pseudo-inverse [Gat 02]	45,0
Logiciel Fast_stamp (approche inverse améliorée) [Bat 05]	47,8
Essai expérimental [Dem 00]	50

Tableau 8. Essai réel et simulations sur le retour élastique de l'anneau coupé.

Le chapitre 2 a montré qu'il est possible de restituer un essai de traction expérimental relativement précisément en prenant certaines précautions essentielles, qui ne sont pas toujours appliquées à l'heure actuelle. Il paraît dès lors intéressant de reconsidérer l'estimation des retours élastiques en prêtant une attention toute particulière à l'identification de la loi de comportement. Si l'on souhaite construire une procédure qui conduit à l'estimation correcte du retour élastique, il convient donc d'utiliser toutes ces précautions indiquées pour d'une part estimer les contraintes dans une situation où elles sont "mesurables" et ensuite définir la procédure éléments finis qui calcule le nouvel état d'équilibre et les changements de géométrie qui en découle. A cette fin, un essai original est proposé pour mettre au point et valider les procédures.

3.2 Estimation du retour élastique et des contraintes résiduelles dans le cas de traction simultanée de trois éprouvettes.

3.2.1 Présentation de l'essai.

Ce paragraphe décrit un essai original utilisé pour accéder aux contraintes résiduelles et déterminer le retour élastique. Il s'agit d'un dispositif de traction simultanée sur trois éprouvettes de longueurs différentes ([Inc 03] et [Inca 04]) adaptable sur une machine de traction.

La **Figure 48** montre schématiquement le dispositif pour effectuer un essai de traction simultanée sur trois éprouvettes.

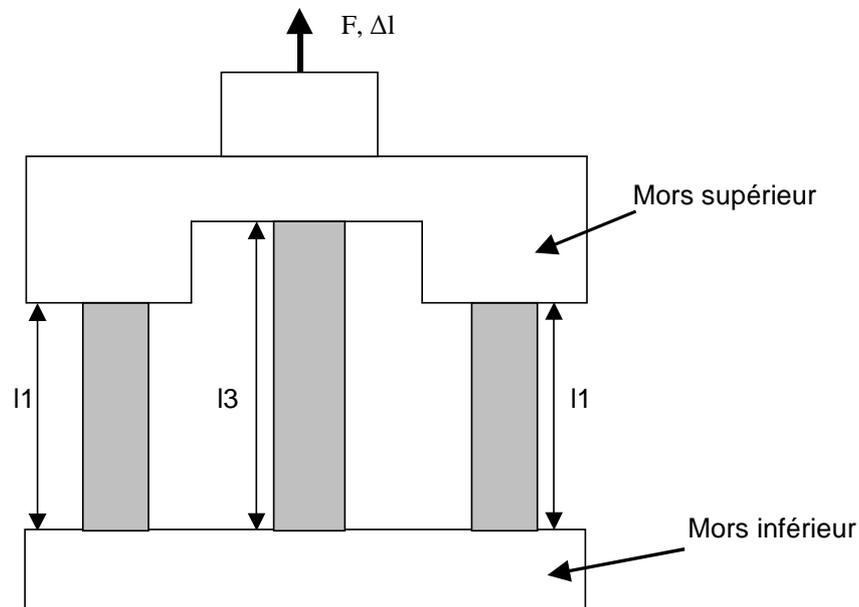


Figure 48. Schéma du montage pour effectuer une traction simultanée sur trois éprouvettes.

L'appareil est constitué de deux mors maintenant simultanément trois éprouvettes de tailles différentes. Afin de rendre le système symétrique, les éprouvettes latérales sont de longueur initiale identique l_1 . L'éprouvette centrale a quant à elle une longueur initiale $l_3 > l_1$. Tandis que le mors inférieur est supposé fixe, le mors supérieur se déplace verticalement comme sur une machine de traction classique et impose ainsi un déplacement identique Δl aux trois éprouvettes.

Si les contraintes et les déformations sont homogènes dans les échantillons, alors elles s'écroutissent selon le schéma de la **Figure 49**. Les éprouvettes suivent la même courbe de traction, mais de façon décalée. En effet, les éprouvettes extérieures sont plus courtes ($l_1 < l_3$) donc pour un allongement identique, elles ont une déformation plus grande ($\varepsilon_1 > \varepsilon_3$).

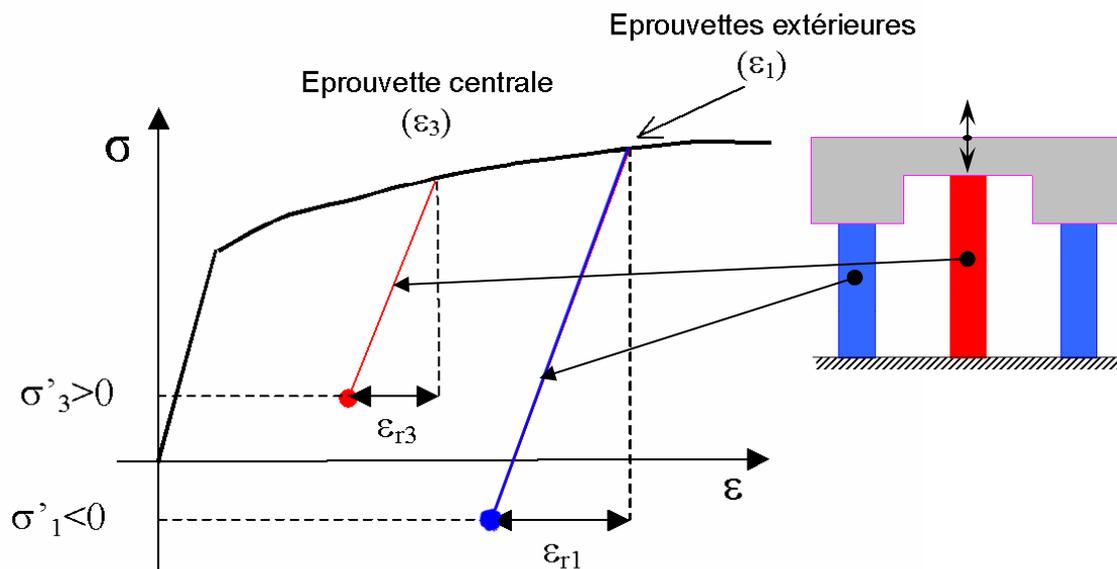


Figure 49. Evolutions des déformations et des contraintes des éprouvettes centrale et extérieures lors d'un chargement – déchargement durant un essai de traction simultanée.

Donc, les éprouvettes extérieures commencent à se plastifier avant l'éprouvette centrale, et à la fin du chargement, elles sont plastifiées davantage :

$$\varepsilon_1 = \ln\left(1 + \frac{\Delta l}{l_1}\right) > \varepsilon_3 = \ln\left(1 + \frac{\Delta l}{l_3}\right) \quad (30)$$

Le déchargement est provoqué par la descente du mors mobile jusqu'au moment, où la force exercée par la machine de traction devient égale à zéro. Il y a une redistribution des contraintes longitudinales à l'intérieur des éprouvettes qui se déchargent (mais pas totalement) afin de respecter le principe fondamental de l'équilibre appliqué au mors $\Sigma F=0$.

A l'équilibre, la relation suivante est alors vérifiée :

$$2\sigma'_1 S'_1 + \sigma'_3 S'_3 = 0 \quad (31)$$

Dans cette équation, les notations sont les suivantes :

- σ'_1 est la contrainte à l'équilibre dans les éprouvettes extérieures,
- S'_1 est la section à l'équilibre des éprouvettes extérieures,
- σ'_3 est la contrainte à l'équilibre dans l'éprouvette intérieure,
- S'_3 est la section à l'équilibre de l'éprouvette intérieure.

Le déplacement rigide du mors mobile Δl_r lors du déchargement impose nécessairement des déformations élastiques des éprouvettes extérieures et intérieure différentes $\varepsilon_{r1} > \varepsilon_{r3}$. Par conséquent, lorsque les mors sont déchargés, l'éprouvette

centrale est en traction, tandis que les éprouvettes latérales sont en compression (voir la **Figure 49**).

3.2.2 Procédure expérimentale

La **Figure 50** présente le dispositif réalisé qui est adapté à la machine de traction.

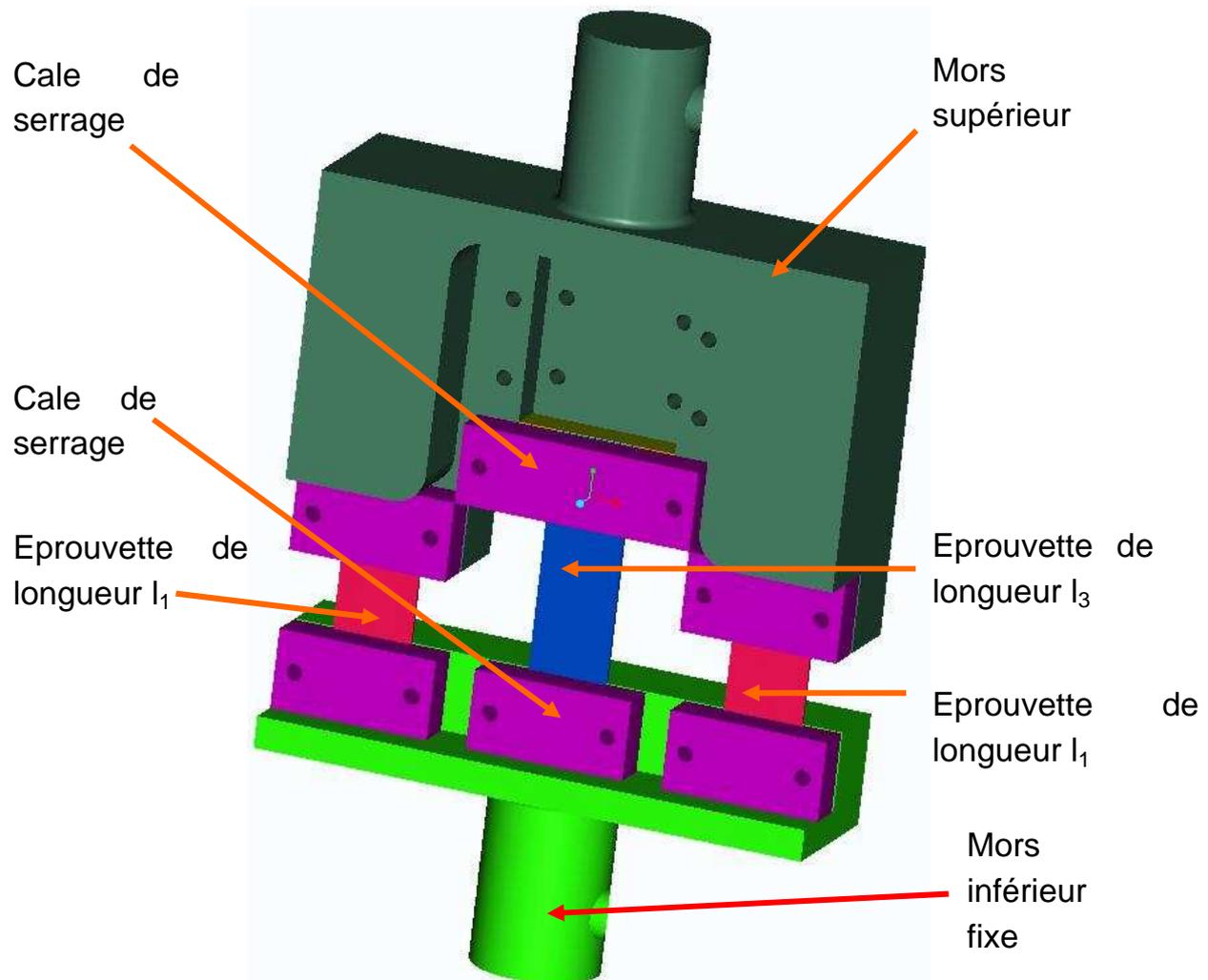


Figure 50. Dispositif expérimental de traction de trois éprouvettes.

Ce dispositif comprend :

- le mors inférieur, qui est fixe,
- le mors supérieur, qui se translate verticalement,
- les éprouvettes extérieures de longueur l_1 ,
- l'éprouvette centrale de longueur l_3 ,
- les cales de serrage qui maintiennent les éprouvettes durant l'essai,
- une cale de serrage mobile, située entre le mors supérieur et le sommet de l'éprouvette centrale.

3.2.3 Modèle de simulation de l'essai de traction des trois éprouvettes

Le but de ce paragraphe est de présenter la procédure mise en œuvre avec le logiciel éléments finis Abaqus pour décrire la traction simultanée des trois éprouvettes pour calculer le retour élastique et les contraintes résiduelles des éprouvettes.

La géométrie réalisée sous Abaqus est présentée sur la **Figure 51**.

Le mors est défini comme étant une pièce rigide.

La version explicite du code éléments finis Abaqus est utilisée pour réaliser la simulation. L'objectif est de se placer dans des conditions analogues à celles utilisées pour des simulations plus complexes pour lesquelles cette version est également utilisée.

Pour rester conforme à la réalité expérimentale en utilisant la version explicite, l'enjeu est de trouver la procédure garantissant des conditions de chargement et déchargement quasi-statiques.

Pour assurer des conditions d'essais quasi statiques, deux poinçons sont introduits symétriquement dans le modèle. Le type de contact entre les poinçons et le mors est un contact normal rigide. Les poinçons poussent le mors lors du chargement sans qu'il y ait interpénétration et lors du déchargement, les poinçons redescendent doucement sans provoquer d'effet dynamique et sans entraîner le mors ce qui permet d'obtenir les conditions du retour élastique.

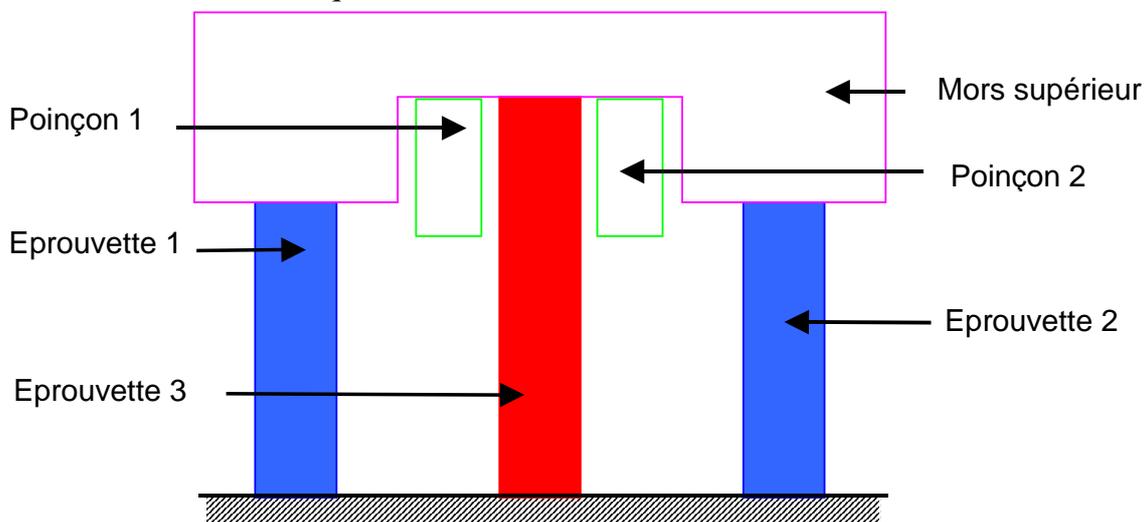


Figure 51. Géométrie schématique du modèle réalisée sous Abaqus.

Les conditions aux limites dans le modèle sont les suivantes : les extrémités inférieures des éprouvettes sont encastées, et des nœuds de contact entre les surfaces des éprouvettes et du mors supérieur sont « soudés ». Ainsi, l'éprouvette et le mors restent en contact pendant toute la durée de la simulation, et le déplacement imposé au niveau du mors est directement transmis à l'éprouvette.

La géométrie et le maillage des éprouvettes pour la simulation de l'expérience sont représentés sur la **Figure 52**. La finesse du maillage réalisé a été choisie pour obtenir un compromis raisonnable entre la précision du calcul et le temps de simulation. La simulation est réalisée en deux dimensions avec les éléments de maillage rectangulaires de type CPS4R.

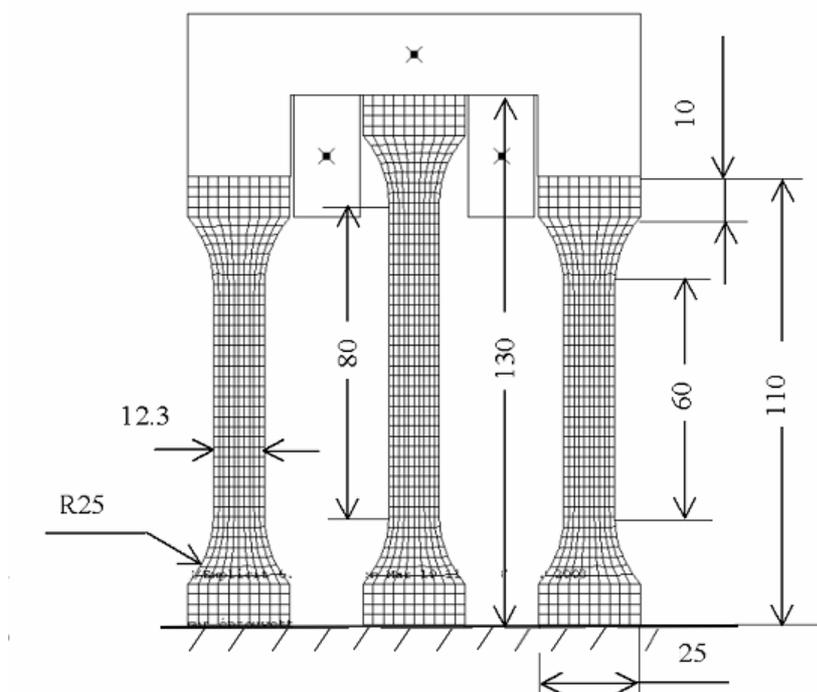


Figure 52. Géométrie et maillage des éprouvettes utilisés pour décrire l'essai de traction simultanée (cas d'étude de retour élastique sur l'alliage Al6061T4).

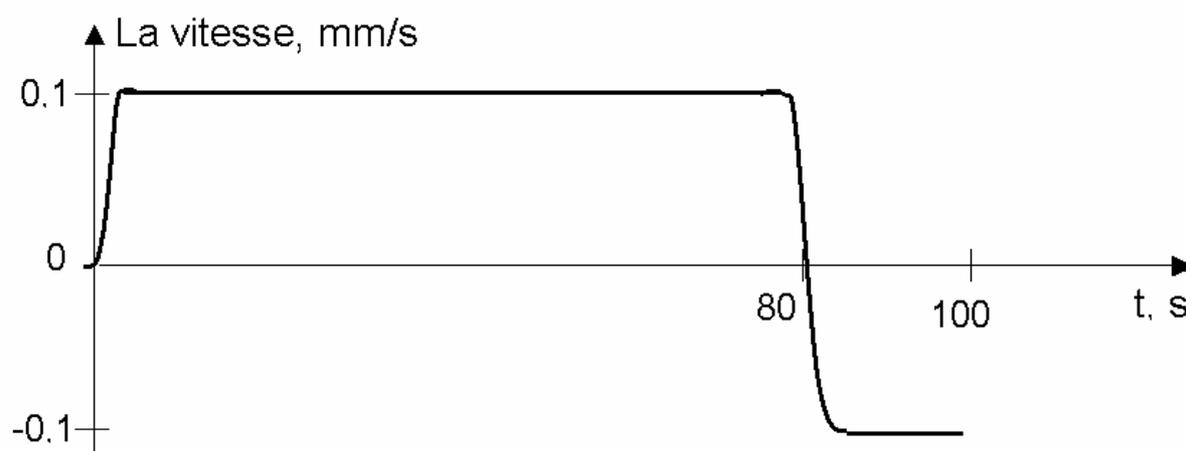


Figure 53. Représentation schématique du changement de l'amplitude de la vitesse du poinçon au cours de la simulation de l'essai de traction simultanée sur trois éprouvettes.

Les conditions cinématiques sont appliquées désormais sur les poinçons. L'essai de traction simultanée dure 100 s. Pour les deux poinçons, un déplacement vertical positif à vitesse constante de 0,1 mm/s est imposé lors du chargement durant 80 s, puis un déplacement négatif est effectué avec la même vitesse lors du déchargement. On pilote l'évolution de la vitesse des poinçons en utilisant « smooth step », c'est-à-dire lors de l'essai, il n'y a pas de changement brusque de la valeur de la vitesse, donc le système reste dans le domaine des accélérations raisonnables (voir la **Figure 53**).

Il est primordial de lancer le calcul en double précision pour avoir une simulation stable et la plus précise possible.

Avant d'exploiter des résultats de simulation, les énergies cinétique et interne sont comparées avec le travail des forces extérieures. Dans la simulation étudiée, pratiquement tout le travail des forces extérieures est utilisé pour effectuer la déformation de la tôle, tandis qu'une partie négligeable de l'énergie fournie au système se transforme en l'énergie cinétique (voir **Figure 54**) : la simulation reste donc en régime quasi statique.

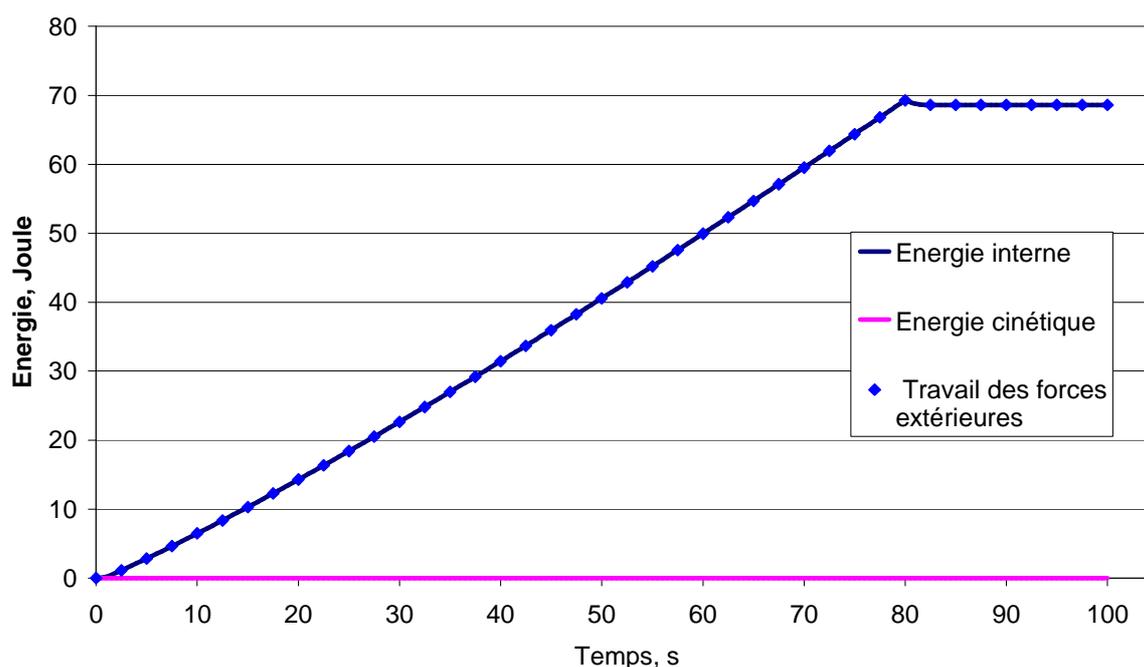


Figure 54. Evolutions du travail des forces extérieures ou l'énergie fournie au système, de l'énergie interne utilisée pour la déformation plastique des éprouvettes et de l'énergie cinétique dissipée (alliage Al6061T4).

L'analyse de la vitesse du poinçon, du mors mobile et des nœuds des éprouvettes montre que les amplitudes des oscillations sont très faibles et donc que le système reste stable.

3.2.4 Comparaison des résultats des essais réels et simulés

Les essais sont effectués avec les deux types de matériaux : l'aluminium à comportement plastique isotrope transverse Al6061T4 et l'acier DC05 avec une anisotropie plastique initiale. L'essai de traction simultanée de trois éprouvettes d'aluminium de longueurs différentes sert à valider la simulation 2D de la mise en forme avec détermination des contraintes résiduelles et du retour élastique. L'essai de traction des éprouvettes de l'acier anisotrope DC05 découpées dans des directions différentes vérifie les capacités à bien simuler le phénomène d'anisotropie des métaux laminés.

3.2.4.1 Essai de traction simultanée de trois éprouvettes usinées de l'alliage d'aluminium isotrope Al6061T4

Pour l'essai de traction présenté dans ce paragraphe, les éprouvettes sont usinées à partir d'une tôle d'alliage d'aluminium Al6061T4 d'épaisseur 1mm.

Pour effectuer la simulation de l'essai, il faut rentrer les données sur la loi de comportement de l'alliage.

Les propriétés d'élasticité identifiées dans l'annexe D sont les suivantes : le module d'Young $E = 69000$ MPa, le coefficient de Poisson $\nu=0,35$. La masse volumique de l'alliage est de 2700 kg/m³.

Pour caractériser le domaine plastique, on utilise la courbe de référence contrainte vraie - déformation vraie obtenue avec la technique de l'analyse d'images appliquée à un essai de traction avec la vitesse de déformation de 10^{-3} /s (voir l'annexes D). Cette courbe est décrite de façon tabulée avec 60 points équidistants.

Les explications sur la mise au point de la simulation et des conditions de l'essai sont données dans le paragraphe **3.2.3**.

Les résultats de simulation sont tout d'abord analysés. La **Figure 55** présente les champs de déformation logarithmique longitudinale des éprouvettes obtenus par le calcul éléments finis à la fin du chargement du montage. La comparaison des champs de déformation montre que les éprouvettes extérieures sont effectivement plus déformées que l'éprouvette centrale.

Par conséquent, le niveau des contraintes dans la direction de traction dans les éprouvettes extérieures est plus élevé que celui de l'éprouvette centrale (voir la **Figure 56**).

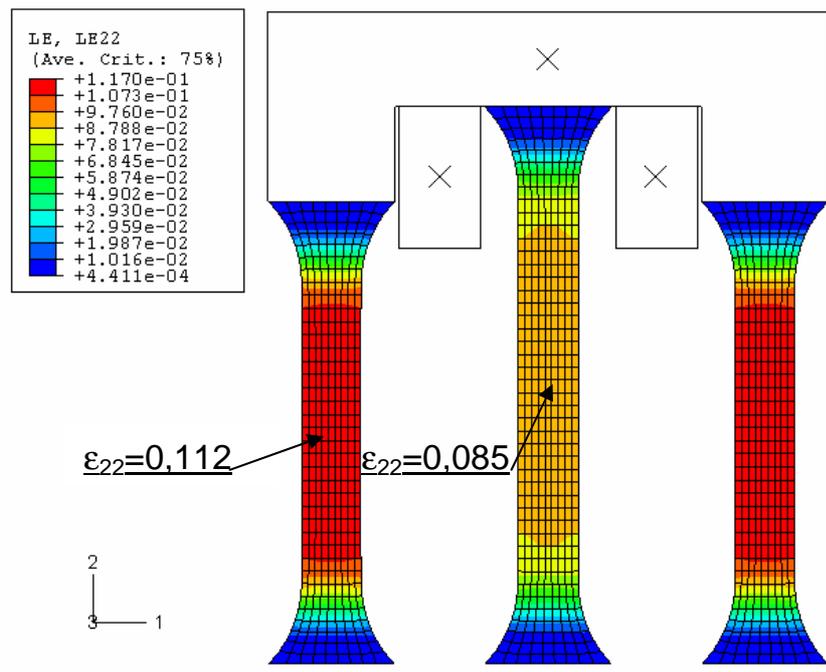


Figure 55. Champs de déformation logarithmique longitudinale (ϵ_{22}) à la fin du chargement ($t=80s$) détenus par la simulation EF d'un essai de traction simultanée sur trois éprouvettes.

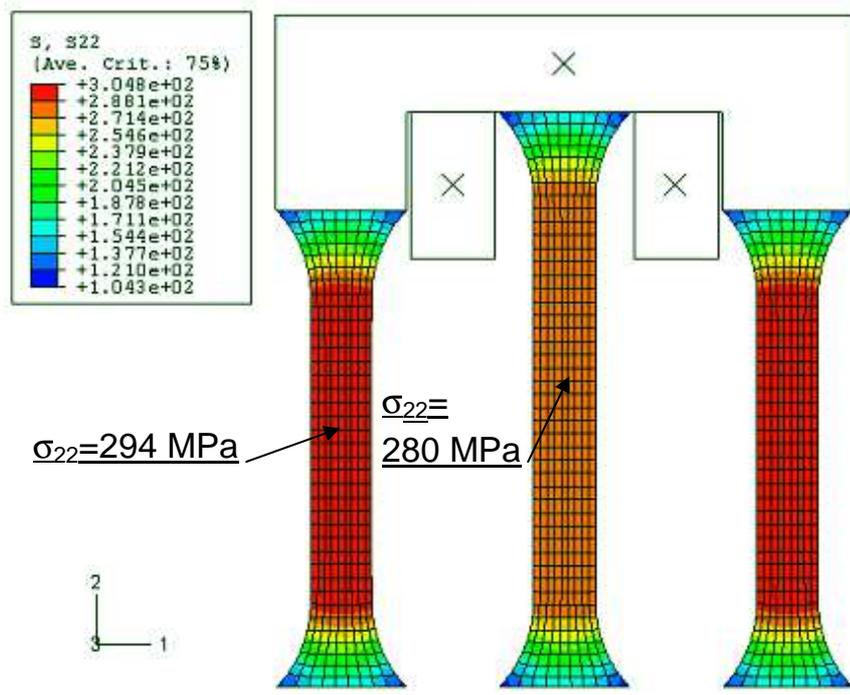


Figure 56. Champs de contrainte de traction (σ_{22}) à la fin de chargement ($t=80s$) détenus par la simulation EF d'un essai de traction simultanée sur trois éprouvettes.

Après la décharge, donc après le retour élastique quand le montage se retrouve dans l'état stabilisé, les éprouvettes extérieures sont comprimées tandis que l'éprouvette centrale est en traction (**Figure 57**).

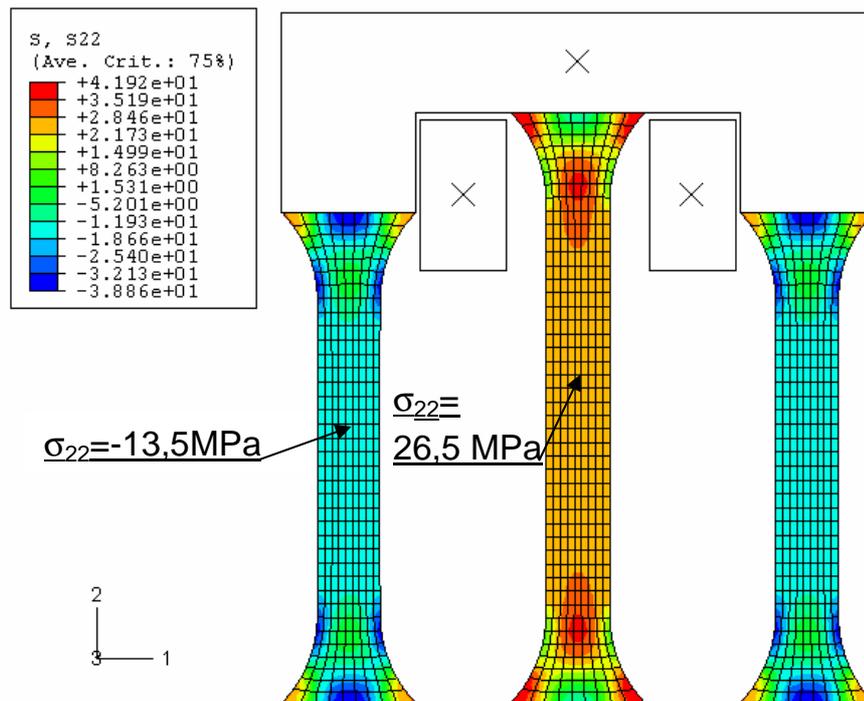


Figure 57. Champs de contrainte dans la direction verticale (σ_{22}) après le retour élastique ($t=100s$) détenus par la simulation EF d'un essai de traction simultanée sur trois éprouvettes.

Les mêmes conditions d'essai que dans le modèle numérique sont appliquées lors de l'expérience réelle. Le mors mobile de la machine de traction effectue le chargement du montage de trois éprouvettes, puis il redescend jusqu'au moment où la force appliquée au montage par la machine de traction devient nulle.

Les champs de déplacement et de déformation logarithmique durant l'essai sont déterminés à partir de l'analyse d'images. Les surfaces des éprouvettes ont été préalablement peintes avec un motif contrasté (**Figure 58**) pour utiliser le logiciel d'analyse d'images Sept-D, présenté dans l'annexe B. L'acquisition des images de surfaces à la fréquence de deux images par seconde est effectuée avec une caméra numérique de résolution 1280*1024 pixels monochrome.

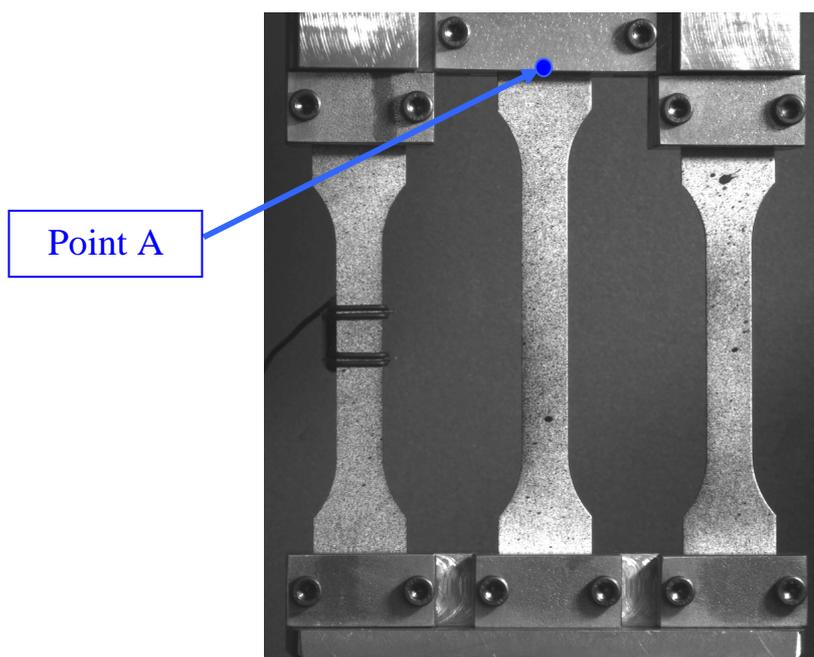


Figure 58. Montage expérimental pour effectuer un essai de traction simultanée sur trois éprouvettes. Un motif contrasté est appliqué sur les surfaces des éprouvettes dans le but d'utiliser la technique d'analyse d'images pour mesurer la déformation durant l'essai.

Le déplacement du mors mobile au cours du temps est extrait à partir de l'analyse d'images pour le point A (**Figure 58**) pour le comparer à celui obtenu par simulations.

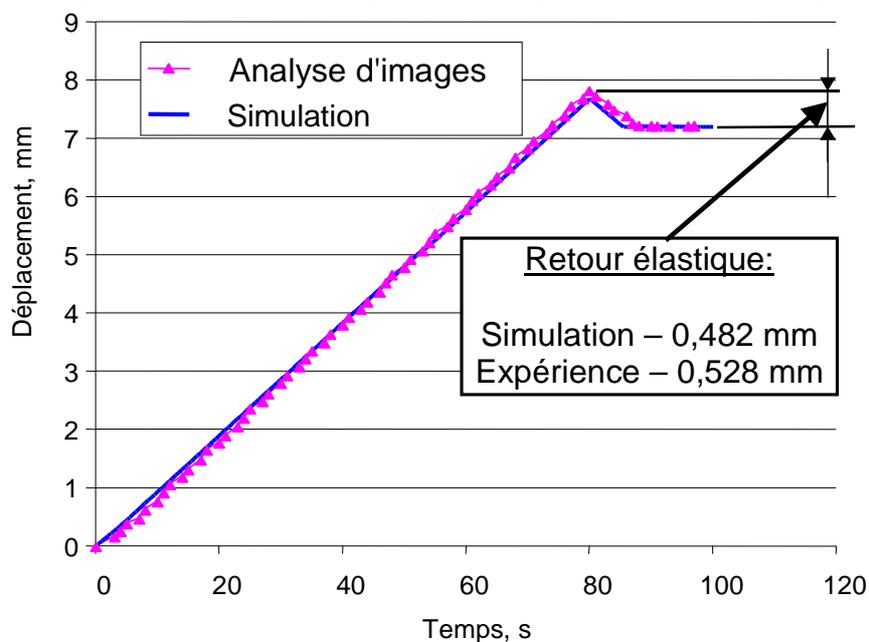


Figure 59. Comparaison du déplacement du mors mobile simulé avec la version explicite d'Abaqus et celui enregistré lors de l'essai expérimental en utilisant l'analyse d'images.

On constate, que le déplacement réel du mors mobile à la fin de chargement est légèrement supérieur (au niveau de 1,3 %) par rapport au déplacement imposé lors de la simulation numérique (**Figure 59**).

La différence entre le déplacement du mors mobile à la fin du chargement et à l'état stabilisé correspond à la valeur du retour élastique du montage. On constate, que la valeur simulée (0,482 mm) et la valeur réelle (0,528 mm) du retour élastique sont légèrement différentes, mais cet écart de 0,046 mm reste dans l'incertitude des résultats issus de l'analyse d'images.

On analyse ensuite les courbes de contrainte logarithmique longitudinale en fonction du temps lors de la charge et de la décharge du montage déterminées pour des éléments centraux de chaque éprouvette (**Figure 60**).

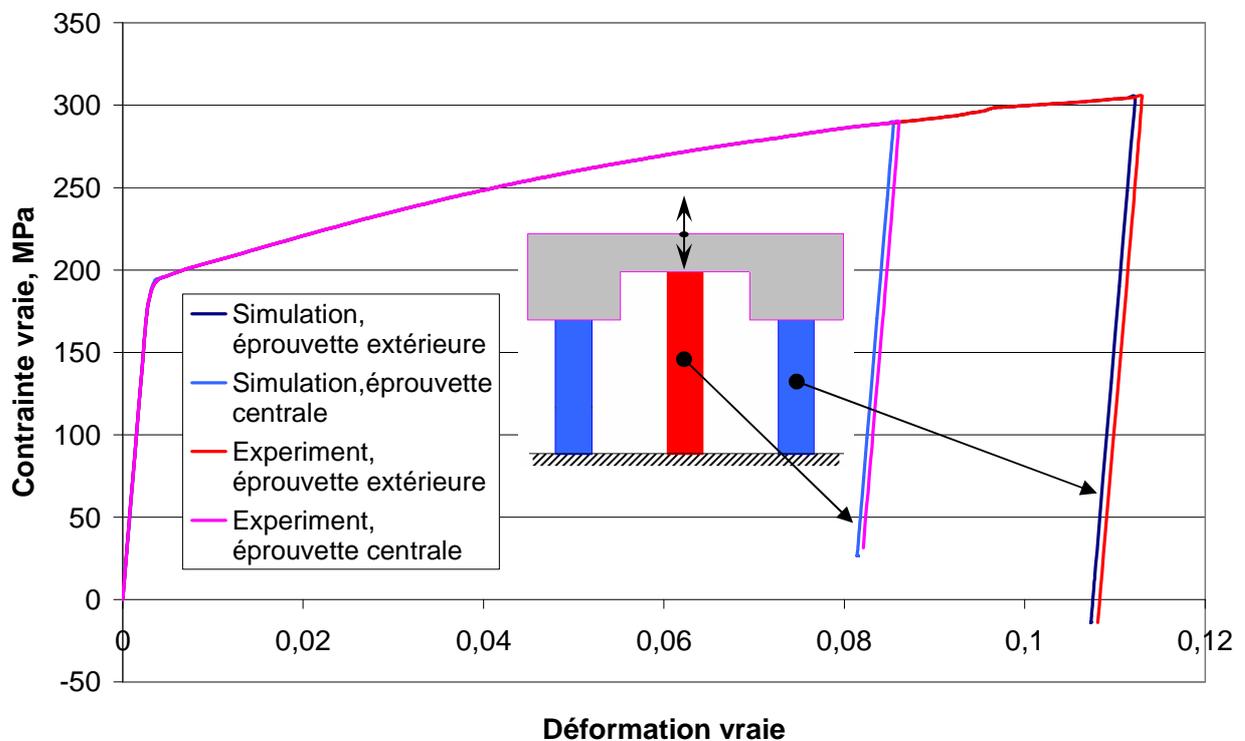


Figure 60. Courbes contrainte vraie - déformation vraie obtenues par la simulation et lors de l'essai par l'analyse d'images (pour Al6061T4).

Les valeurs des contraintes résiduelles des éléments centraux après déchargement sont extraites directement de la simulation.

Par contre pour l'essai réel, la valeur de la contrainte résiduelle σ_r est déterminée au moyen de l'équation suivante :

$$\sigma_r = \sigma_{max} - E^*(\epsilon_{max} - \epsilon_{eq}) \quad (32)$$

où E est module d'Young

- ϵ_{max} est la déformation logarithmique dans la direction de traction à la fin du chargement,
- ϵ_{eq} est la déformation logarithmique longitudinale à l'état de l'équilibre du montage,
- σ_{max} est la contrainte pour un élément central à la fin de chargement.

La valeur de contrainte σ_{max} correspondant à la déformation ϵ_{max} est déterminée à partir de la courbe contrainte vraie – déformation vraie pour l'alliage Al6061T4 (voir l'annexe D).

La comparaison des courbes obtenues par la simulation éléments finis et par l'essai réel de traction simultanée (**Figure 60**) montre, que ces courbes sont très proches. Pour quantifier la précision de la simulation, les résultats de simulation et les résultats expérimentaux correspondants sont résumés dans le **Tableau 9**.

La comparaison des résultats est très satisfaisante. En effet, les valeurs de déformation des éléments centraux des éprouvettes issues de la simulation à la fin du chargement et après le retour élastique sont moins élevées qu'en réalité, la différence entre les valeurs correspondantes est de 0,85 %. La différence entre les niveaux des contraintes résiduelles simulées et réelles après le retour élastique dans les éléments centraux de l'éprouvette extérieure est de 0,4 MPa, pour l'éprouvette centrale cette différence s'élève à 4,9 MPa.

Il faut souligner, que pour le cas présenté, on n'observe pas le phénomène de flambement : les éprouvettes extérieures sont comprimées, mais elles restent rectilignes. En effet, la charge critique P calculée par la formule d'Euler (33), à partir de laquelle il y risque d'apparition du flambement, est bien supérieure à la charge réellement appliquée F :

$$P = \frac{\pi^2 EI}{(KL)^2} = 230N > F = \sigma_{r-ext} bh = 170N \quad (33)$$

- où
- E est le module d'Young du matériau (69000 MPa),
 - I est le deuxième moment de la section de l'éprouvette suivant l'axe principal perpendiculaire au plan de la déformation de flambement (ici $I=(bh^3/12)=1,025 \text{ mm}^4$),
 - b est la largeur de l'éprouvette, ($b=12,3 \text{ mm}$),
 - h est l'épaisseur de l'éprouvette ($h=1 \text{ mm}$),
 - L est la longueur de l'éprouvette (110 mm),

- K est un coefficient déterminé par les conditions aux limites (pour une éprouvette encastrée aux deux extrémités $K=0,5$),
- $\sigma_{r-ext} = 13,9$ MPa est la valeur de la contrainte de compression.

	Simulation	Essai
Retour élastique	0,482 mm	0,528 mm
Déformation longitudinale vraie d'un élément central de l'éprouvette centrale à la fin du chargement	0,0854	0,0861
Déformation vraie longitudinale d'un élément central de l'éprouvette centrale après le retour élastique	0,0814	0,0821
Déformation vraie longitudinale d'un élément central de l'éprouvette extérieure à la fin du chargement	0,112	0,113
Déformation vraie longitudinale d'un élément central de l'éprouvette extérieure après le retour élastique	0,107	0,108
Contrainte résiduelle longitudinale dans un élément central de l'éprouvette centrale après le retour élastique	26,5 MPa	31,4 MPa
Contrainte résiduelle longitudinale dans un élément central de l'éprouvette extérieure après le retour élastique	-13,5 MPa	-13,9 MPa

Tableau 9. Différentes valeurs caractéristiques de contraintes et de déformations obtenues par simulation et expérimentalement dans le cas d'essai de traction simultanée de trois éprouvettes (alliage d'aluminium Al6061T4).

3.2.4.2 Essai de traction simultanée des trois éprouvettes de l'acier anisotrope DC05 découpées en directions différentes.

Le but de l'essai présenté dans ce paragraphe est de vérifier si une simulation bidimensionnelle simple reproduit correctement le retour élastique et donne une estimation correcte des contraintes résiduelles dans le cas de matériaux à comportement plastique anisotrope.

L'essai de traction simultanée de trois éprouvettes présenté au paragraphe précédent est répété pour les éprouvettes découpées de l'acier anisotrope DC05 dans des directions variées par rapport au sens de laminage de la tôle. L'éprouvette centrale est découpée dans la direction 90° , les éprouvettes extérieures sont découpées à 45° par rapport au sens de laminage.

Pour effectuer la simulation éléments finis, les données caractéristiques de la loi de comportement avec l'anisotropie initiale de l'acier DC05 identifiées dans le chapitre 2 et présentées dans l'annexe E sont utilisées. Pour modéliser la loi de comportement de l'acier DC05 avec l'anisotropie plastique initiale, le critère de plasticité quadratique de Hill a été utilisé.

La géométrie du montage de trois éprouvettes est donné sur la **Figure 61**.

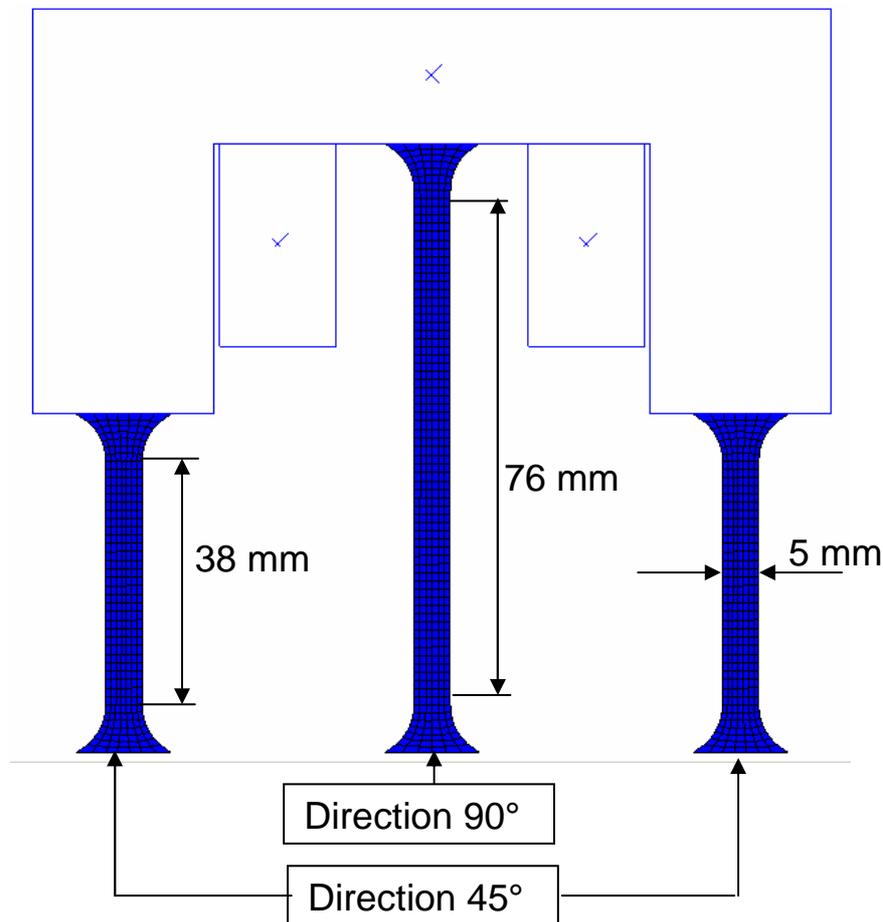


Figure 61. La géométrie des éprouvettes utilisées pour l'essai de traction simultanée dans le cas d'étude de retour élastique sur l'acier DC05.

Toutes les autres conditions de l'essai (la vitesse et la durée de chargement, la vitesse de décharge, la fréquence de l'acquisition des images) sont les mêmes que pour l'étude de l'alliage d'aluminium. Le déplacement imposé au mors mobile est de 7,5 mm.

	Simulation	Essai
Retour élastique	0,2 mm	0,21 mm
Déformation longitudinale vraie d'un élément central de l'éprouvette centrale à la fin du chargement	0,0906	0,0906
Déformation vraie longitudinale d'un élément central de l'éprouvette centrale après le retour élastique	0,0895	0,0894
Déformation vraie longitudinale d'un élément central de l'éprouvette extérieure à la fin du chargement	0,182	0,182
Déformation vraie longitudinale d'un élément central de l'éprouvette extérieure après le retour élastique	0,18	0,17996
Contrainte résiduelle en direction de traction dans un élément central de l'éprouvette centrale après le retour élastique	89,5 MPa	92 MPa
Contrainte résiduelle en direction de traction dans un élément central aux éléments de l'éprouvette extérieure en direction de traction à l'état de l'équilibre après le retour élastique	-63 MPa	-68 MPa

Tableau 10. Comparaison des résultats de simulation avec les résultats d'essai de traction simultanée des trois éprouvettes découpées de l'acier DC05 dans les directions 45, 90 et 45 degrés.

3.3 Estimation de l'effet du retour élastique sur la géométrie d'un embouti

3.3.1.1 Mise au point de la simulation

L'exemple de la simulation d'un essai de traction simultanée sur trois éprouvettes présenté dans le paragraphe précédent prouve, que le calcul éléments finis reproduit bien l'essai réel, si l'on utilise les lois de comportement identifiées lors de l'essai de traction uniaxiale. Il s'agit maintenant de valider nos méthodes sur une opération plus complexe.

L'exemple proposé ici est une opération de la mise en forme par emboutissage d'une portion de calotte sphérique (**Figure 63**). C'est une pièce à fort retour élastique, dont il faut estimer précisément l'effet en terme de changement de géométrie. Si les déformations élastiques restent petites, les effets qu'elles génèrent se mesurent parfois en millimètres. L'embouti est obtenu à partir d'un flan de l'acier DC05 initialement rectangulaire de 10 millimètres de largeur, l'épaisseur est de 0,8 mm et la longueur du flan vaut 140 mm. Le flan est découpé dans le sens du laminage.

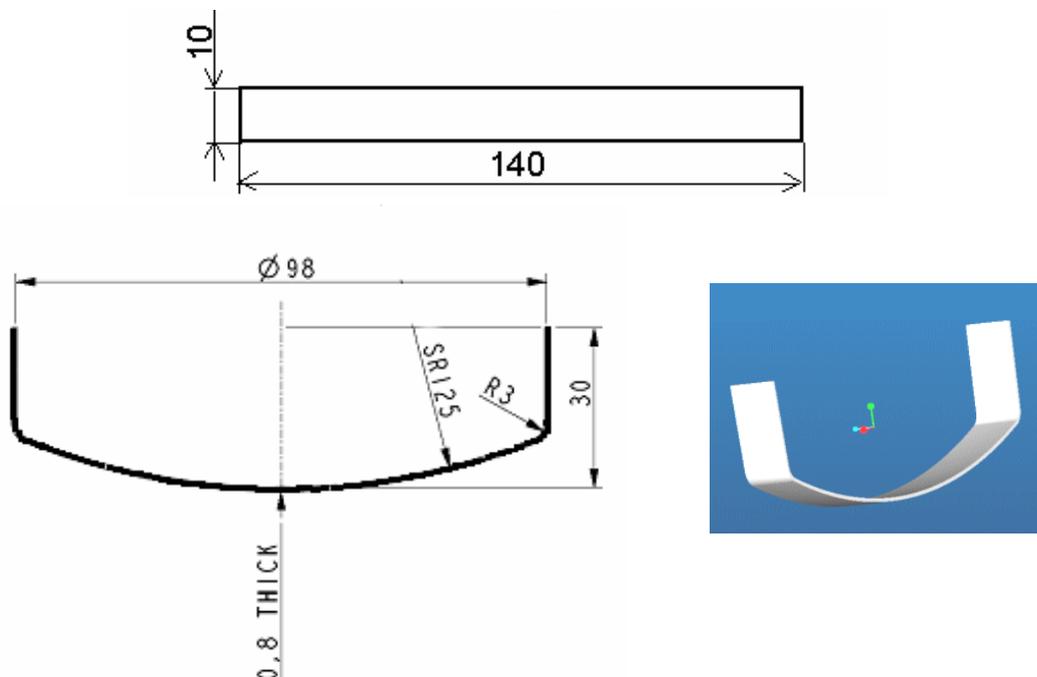


Figure 63. Flan initial et pièce à réaliser à la fin de la mise en forme.

La mise en forme est effectuée par un poinçon cylindrique dont le sommet est sphérique, descendant dans une matrice circulaire. La géométrie de l'outillage conçu

pour effectuer cet essai est représentée sur la **Figure 64**. La force appliquée sur le serre-flan est de 2 230 N.

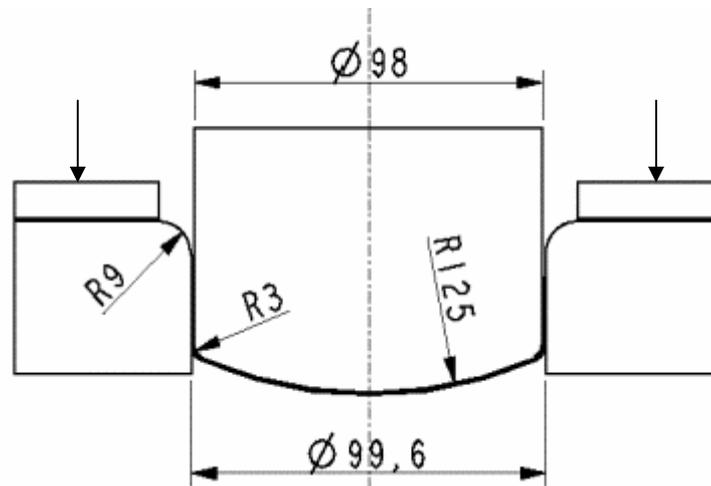


Figure 64. Dessin de l'outillage de l'emboutissage.

La loi de comportement utilisée pour modéliser le matériau DC05 est de type élastoplastique. Les valeurs des paramètres élastiques et plastiques de l'acier DC05 identifiées lors des essais de traction uniaxiale en utilisant l'analyse d'images sont listées dans l'annexe E.

L'anisotropie initiale de comportement plastique du matériau est prise en compte par le critère quadratique de Hill [Hil 48]. Le modèle de simulation numérique prend en compte la dépendance du comportement plastique de l'acier de la vitesse de déformation imposée.

Pour optimiser la durée du temps de calcul, la mise en forme n'est simulée que pour un quart du flan. Les conditions aux limites de symétrie sont alors imposées.

Pour augmenter la précision de calcul, le flan est modélisé par des éléments 3D de type C3D8R (élément hexaédrique) avec six éléments dans l'épaisseur. L'outillage est modélisé par des surfaces rigides pour une meilleure définition de la géométrie de l'outillage, sans augmentation du temps de calcul. Le modèle de frottement utilisé entre l'outillage et le flan est de type Coulomb. La valeur du coefficient de frottement est de 0,15. La vitesse de descente du poinçon est de 0,375 mm/s.

La simulation par éléments finis est effectuée en deux étapes : l'étape de mise en forme de la pièce en utilisant la version explicite du logiciel Abaqus et le retour élastique calculé avec la version implicite. L'utilisation de deux versions différentes est justifiée par le fait que les conditions quasi-statiques lors de la libération virtuelle de l'embouti des contacts avec l'outillage sont difficiles à obtenir avec la version explicite. Par conséquent, la pièce libérée n'a pas d'équilibre interne et on observe une oscillation qui empêche d'estimer avec une bonne précision l'effet du retour élastique sur la géométrie de cette pièce.

La **Figure 65** illustre le changement de la forme de la pièce suite au retour élastique en suivant la géométrie de la surface interne de la pièce coupée par le plan de symétrie longitudinale. L'effet du retour élastique observé dans ce cas est important.

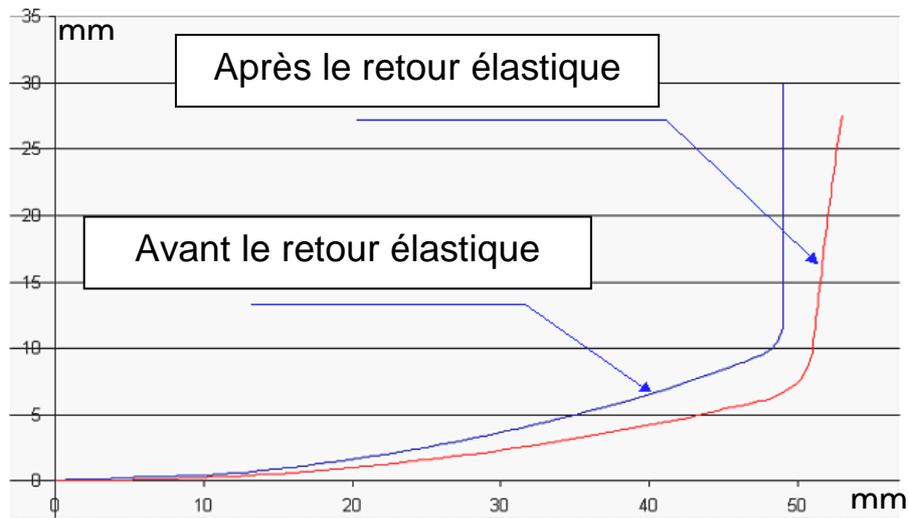


Figure 65. *Changement de la géométrie de la pièce emboutie suite au retour élastique.*

3.3.1.2 Validation de la simulation par l'expérience

Ensuite, pour valider la simulation numérique, notamment la prédiction de l'effet du retour élastique la géométrie de la pièce virtuelle est comparée avec celle obtenue réellement lors de l'expérience avec les mêmes conditions de mise en forme.

L'outillage pour l'emboutissage est réalisé conformément au plan utilisé pour la simulation (voir **Figure 66**).



Figure 66. Photo de l'outillage (matrice, poinçon et serre-flan) conçu pour la validation de la simulation de l'emboutissage.

Une presse hydraulique de 600 kN de poussée est utilisée pour effectuer l'expérience. La presse est équipée d'un système de contrôle de la vitesse de déplacement du poinçon préalablement définie par l'utilisateur. La valeur de force de serrage du serre-flan est réglée manuellement avant l'essai et la force reste constante lors de l'essai.

Finalement, le profil de la pièce emboutie est comparée avec celui de la pièce issue de la simulation numérique après le retour élastique. La comparaison faite en superposant deux images dans la même échelle (voir la **Figure 67**) est satisfaisante et valide la méthode employée pour la simulation du retour élastique. Par contre, un léger décalage des résultats au niveau du défaut de forme est observé dans la zone I. Cette différence s'explique vraisemblablement par le fait que pour la simulation, est utilisé le modèle d'écrouissage isotrope et non pas un modèle d'écrouissage mixte qui prend en compte l'anisotropie induite (l'effet de Bauchinger).

Pour le cas présenté, l'influence des modèles d'écrouissage n'est pas prépondérante. Pour cette raison, afin d'alléger le calcul numérique (et surtout le modèle n'est pas disponible dans la bibliothèque standard de version explicite d'Abaqus, ce qui obligerait à le reprogrammer), le modèle de l'écrouissage mixte n'a pas été utilisé.

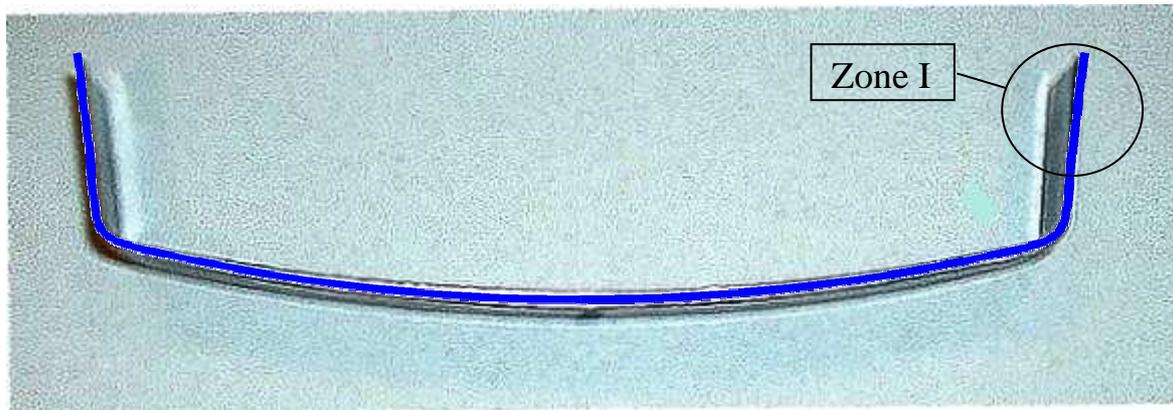


Figure 67. Comparaison visuelle de la géométrie de l'embouti réel (une photo) et de la pièce virtuelle (une ligne bleu foncé).

Après l'analyse des exemples présentés, il s'avère que l'utilisation des lois de comportement identifiées à partir de l'essai de traction en utilisant la technique d'analyse d'images permet de prédire par la simulation numérique le retour élastique et l'état de contraintes résiduelles pour les cas de mise en forme simples, notamment par pliage-dépliage.

A ce stade, il est envisageable d'utiliser les modèles numériques pour conduire l'optimisation de paramètres contrôlant le processus pour obtenir une pièce « simple » de géométrie voulue. Dans ce cadre, le paragraphe suivant relate succinctement une étude qui a été conduite dans le cadre du contrat européen pour optimiser un outillage afin d'obtenir une pièce géométriquement correcte. Il s'agit d'illustrer qu'une simulation fiable ouvre la voie à des optimisations des paramètres du processus de la mise en forme.

3.4 Optimisation d'un procédé d'emboutissage par la méthode des Plans d'Expériences de Taguchi

Le phénomène du retour élastique est l'un des phénomènes les plus difficiles à maîtriser lors de la mise au point d'opérations d'emboutissage, parce que beaucoup de paramètres tels que, la dimension de l'outillage, la vitesse d'emboutissage, la lubrification des outils etc. influencent la géométrie et l'état de contraintes résiduelles de la pièce finale, sans que la relation de cause à effet soit évidente à établir. Pour compenser l'effet du retour élastique, il faut soigneusement choisir les conditions de la mise en forme et utiliser des "outils d'emboutissage faux", différents de la forme finale de l'embouti.

La technique des plans d'expériences de Taguchi a été utilisée lors de l'étude et de l'optimisation du procédé réel d'emboutissage dans les travaux de Browne [Bro 02], Colgan [Col 03]. Les auteurs Crisbon Delphina [Cri 03], Livatyali [Liv 01], Gosling [Gos 05], Lepadatu [Lep 05] utilisent quant à eux, cette technique couplée à la simulation numérique pour étudier l'influence des paramètres de l'outillage et du procédé d'emboutissage sur l'effet du retour élastique et pour optimiser le procédé.

Dans le cadre du Projet Européen INETFORSMEP, notre équipe a proposé d'utiliser la technique des plans d'expériences de Taguchi [Tag 87] afin d'optimiser des paramètres d'emboutissage et de l'outillage pour obtenir la géométrie correcte de l'embouti après le retour élastique [Pai 04] , [Pair 04]. Cette méthode d'optimisation a été utilisée également par nos partenaires du projet dans les travaux de Braby [Bra 05], de Teixeira [Tei 05] et de Chirita [Chi 05].

Le but de ce travail est d'élaborer la méthodologie d'application des plans d'expériences de Taguchi aux cas d'optimisation de la gamme d'emboutissage en utilisant des simulations numériques. Cette méthodologie est consacrée en premier lieu au paramétrage géométrique de l'outillage d'emboutissage et à la détermination des paramètres ciblés lors d'optimisation.

Dans le présent paragraphe, est donnée une illustration de l'application de la technique de Taguchi fondée sur l'utilisation des expériences numériques pour optimiser le procédé de mise en forme d'une pièce qui a un retour élastique important.

Les plans d'expériences ont pour objectif de construire à partir d'un ensemble de simulations virtuelles un modèle mathématique polynômial reliant des paramètres propres à la mise en forme de la tôle par pliage - dépliage et la géométrie cible de la pièce. Ce modèle permet, ensuite, de déterminer des paramètres du procédé pour minimiser les défauts géométriques de l'embouti.

La **Figure 68** montre le dessin de la pièce-cible à fabriquer et ses dimensions. Le flan initial est un rectangle de 183 mm de longueur et de 60 mm de largeur. L'épaisseur du flan est un millimètre.

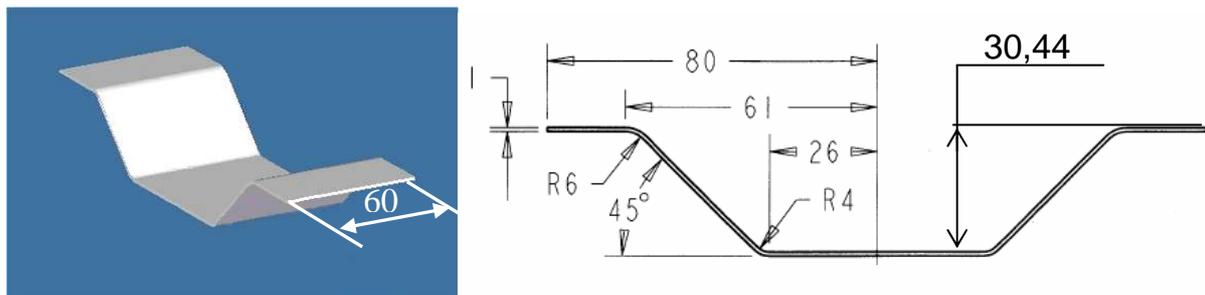


Figure 68. Dessin de définition de la pièce.

La pièce étudiée est obtenue à partir d'un flan en aluminium Al6061T4 dont la loi de comportement a été identifiée dans le Chapitre 2. Ce métal a un comportement élasto-plastique non sensible à la vitesse de déformation. L'alliage Al6061T4 a un comportement plastique initial de type isotrope transverse.

Pour effectuer la simulation éléments finis de la mise en forme, le modèle de l'érouissage isotrope est retenu. Dans l'annexe D, sont données les caractéristiques élastiques et plastiques de cette tôle métallique.

Pour observer et quantifier le retour élastique, la simulation initiale de la mise en forme est effectuée avec un outillage dont la géométrie correspond à celle de la pièce (voir la **Figure 69**).

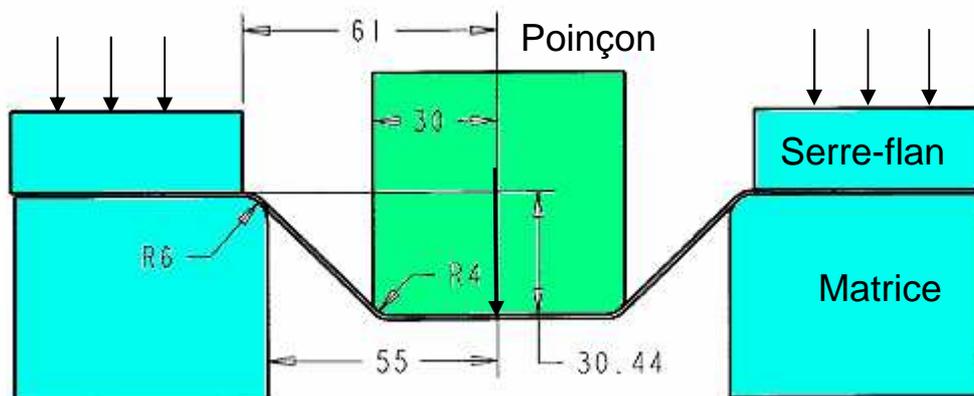


Figure 69. Dessin de l'outillage.

La simulation a été réalisée avec le logiciel Abaqus, version explicite en trois pas : serrage de la tôle entre la matrice et le serre-flan, descente du poinçon et libération de la pièce emboutie avec calcul du retour élastique.

En raison de la symétrie du problème, pour diminuer le temps du calcul, on a effectué la simulation en deux dimensions (2D) et sur une moitié de la pièce. Le maillage est assez fin : la taille des éléments est de 0,5 x 0,5 mm, il y a 6 éléments l'épaisseur de 1mm. La force de serrage appliquée est de 800 N. Le coefficient de frottement entre la tôle et l'outillage est de 0,1.

La géométrie de la pièce virtuellement emboutie est présentée sur la **Figure 70**.

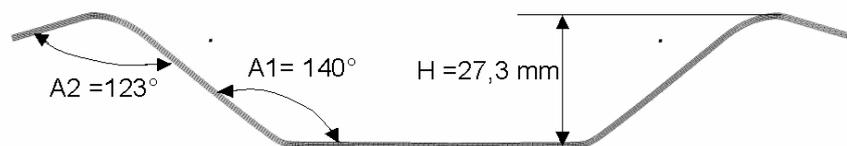


Figure 70. Retour élastique de la pièce emboutie. Paramètres de l'embouti qui ont les forts changements de valeurs suite au retour élastique.

On remarque l'effet important du retour élastique. Notamment, trois paramètres géométriques de l'embouti ont la plus grande déviation lors du retour élastique après emboutissage : les angles A_1 et A_2 et la hauteur H (voir **Figure 70**).

L'objectif est d'atteindre des valeurs suivantes : $A_1 = 135^\circ$, $A_2 = 135^\circ$, $H=30,44$ mm, donc les paramètres de sortie ici sont A_1 , A_2 et H .

On détermine ensuite la liste des paramètres appelés facteurs d'entrée susceptibles d'influencer les réponses du système.

Les paramètres réglables du procédé qui influencent le retour élastique sont choisis comme des facteurs d'entrée (voir la **Figure 71**) :

- la force de serrage appliquée sur le serre-flan F ,
- course du poinçon D ,
- largeur de matrice W ,
- rayon de matrice R ,
- angle de matrice A .

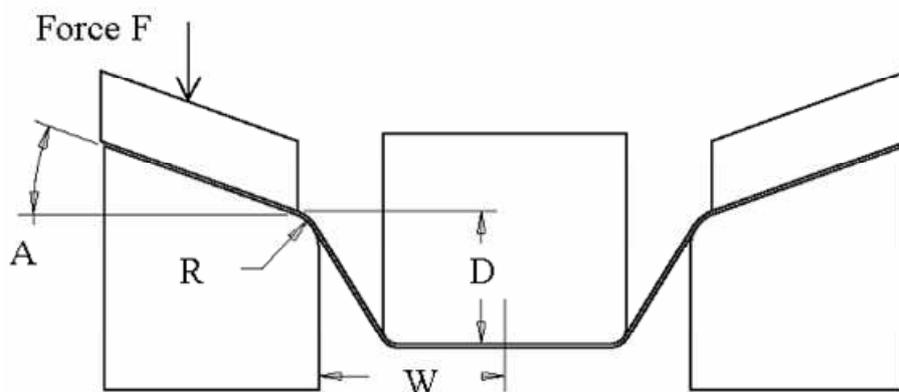


Figure 71. Paramètres d'entrée à modifier pour obtenir la pièce cible.

Ainsi, il s'agit d'obtenir la modélisation de cette opération d'emboutissage qui relie les paramètres d'entrée F , D , W , R et A aux paramètres de sortie A_1 , A_2 et H .

D'abord, il est nécessaire de planifier la campagne d'essais numériques pour obtenir les géométries d'embouti correspondant aux différentes valeurs des paramètres géométriques de l'outillage et des paramètres de fabrication imposés en entrée.

La technique de Taguchi autorise la construction de deux types de modèles mathématiques : soit sous forme polynomiale linéaire, soit sous forme polynomiale quadratique. Le modèle polynomial de premier degré ne peut pas être utilisé pour modéliser une liaison complexe et non linéaire entre les paramètres du procédé de la mise en forme et la géométrie de la pièce obtenue après le retour élastique. Pour cette raison, il faut définir le modèle polynomial quadratique.

De nombreux ouvrages scientifiques sont consacrés aux présentations et explications des règles de construction de plans d'expériences et leur dépouillement. Le lecteur intéressé peut se référer aux études bibliographiques ([Tag 87], [Pil 92], [Dem 96], [Gou 01], [Ale 95]).

Pour construire le plan d'expériences complet, il faut faire varier deux paramètres d'entrée à la fois et tester de manière exhaustive toutes les combinaisons de tous les facteurs et définir des interactions entre les facteurs (au cas où l'effet d'un facteur dépende du niveau d'un autre). Lors de la composition du plan d'expériences pour déterminer les coefficients du modèle polynomial quadratique, il faut tester des paramètres d'entrée aux trois niveaux : valeurs maximale, moyenne et minimale (**Tableau 11**). Ainsi, pour tester 5 facteurs à 3 niveaux, le plan complet des expériences prévoit $5^3=125$ essais ! Le coût d'expérimentations devient excessif et par conséquent, des plans factoriels fractionnaires sont alors utilisés. Ces plans sont construits sur le principe d'acquisition progressive des connaissances : les plans complémentaires affinent l'information apportée par les premiers plans.

Paramètre	Valeur initiale	Valeur minimale (niveau -1)	Valeur moyenne (niveau 0)	Valeur maximale (niveau 1)
Angle de matrice A	0°	0°	10°	20°
Rayon de matrice R, mm	6	6	8	10
Largeur de matrice W, mm	59	52	55,5	59
Course du poinçon D, mm	30,44	33	35,5	38
La force de serrage F, N	800	325	812,5	1300

Tableau 11. Les valeurs initiales, minimales, maximales et moyennes des paramètres d'entrée.

Finally, from 36 judiciously chosen tests, three quadratic equations are obtained that link the parameters of the process A, R, W, F and D with the geometric parameters of the part Y (A1, A2 or H) :

$$Y = C + a_1A' + a_2R' + \dots + a_5F' + a_6A'^2 + a_7R'^2 + \dots + a_{10}F'^2 + a_{12}A'R' + \dots + a_{45}D'F' \quad (34)$$

where C is a constant,

a_i - a coefficient characterizing the effect of the parameter on the response,

a_{ij} - a coefficient characterizing the effect of interaction between corresponding parameters on the response.

The calculation of the coefficients of the model from fractional plans is not in the scope of this memo. The values of coefficients a_i and a_{ij} are given in the publication of Pairel et al. [Pair 04] and in the thesis of Ledoux [Led 05].

During optimization, using equation (34) which models the operation of bulging studied and the solver Excel, the values of the parameters of the operation to reach the targeted output parameters : $A1=135^\circ$, $A2=135^\circ$, $H=30,44$ mm. It is therefore necessary to find the minimum value of the parameter Z described by :

$$Z = (A1 - 135)^2 + (A2 - 135)^2 + (H - 30,44)^2 \quad (35)$$

The optimized values of the parameters of the bulging process are the following :

- clamping force applied on the clamping flange $F = 325$ N,
- stroke of the punch $D = 38$ mm,
- matrix width $W = 54,8$ mm,
- matrix radius $R = 6$ mm,
- matrix angle $A = 15,6^\circ$.

Then, to proceed to a validation of the optimization method and of the quality of the simulations, the comparison of simulated results with results from a real test is performed.

The research partner in the framework of the European Contract, the company Metal Forming Institut de Pologne has realized the tooling (see **Figure 72**) with optimized geometric parameters and carried out tests with the same conditions as for the final simulation.

The parts after elastic return obtained by real bulging and by simulation of the process by the finite element method with the values issued from optimization are presented in **Figure 73**. The quantitative comparison of targeted geometric values, obtained really and issued from numerical simulation is presented in **Tableau 12**. This comparison shows that the precision of the simulation is correct.

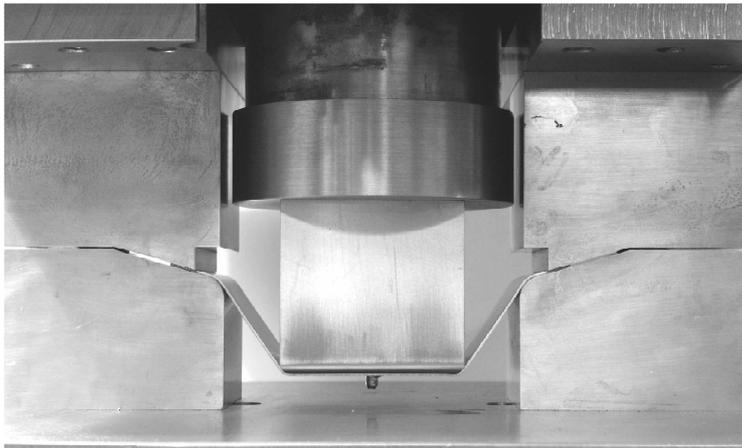


Figure 72. L'outillage réalisé par l'entreprise Metal Forming Institut, Poznan, Pologne.

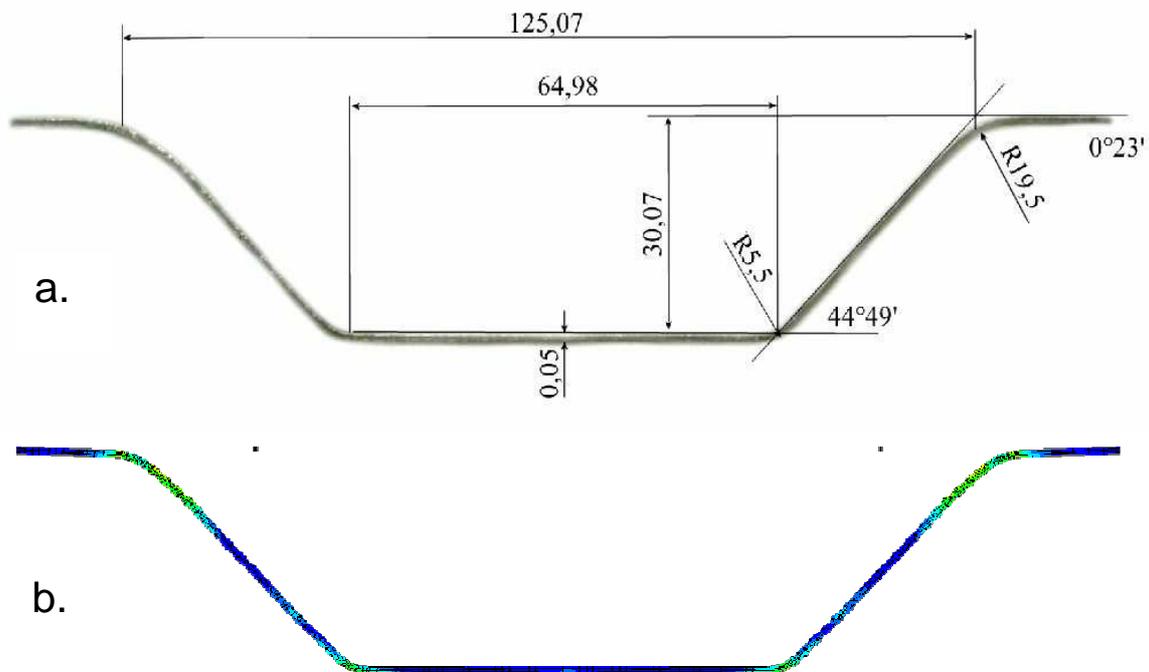


Figure 73. Pièces réalisées réellement (a) et virtuellement (b) par la simulation numérique de l'emboutissage avec des paramètres du procédé optimisés.

Simulation	Essais réels (valeurs minimale – maximale)	Cible
1°10'	0° - 1°10'	0°
44°20'	44°20' – 45°10'	45°
30 mm	30,02 – 30,12 mm	30,44 mm

Tableau 12. Comparaison des paramètres géométriques de l'embouti issus des essais réel et virtuel.

En effet, les valeurs des paramètres géométriques issues du calcul éléments finis se situent dans les limites des valeurs de paramètres correspondants, mesurées suite à la campagne des essais réels. Par contre, on peut constater, que la reproductibilité de l'essai réel n'est pas parfaite, par exemple, la valeur d'angle varie dans l'intervalle 1° (voir **Tableau 12**). Une dispersion non négligeable des résultats de l'emboutissage identique d'une pièce en alliage Al6061T4 est également constatée dans l'article de Teixeira et al. [Teix 05].

L'expérience présentée dans ce paragraphe montre que l'optimisation du procédé d'emboutissage sur la base d'une simulation numérique est envisageable à condition de bien la mettre au point et d'utiliser les lois de comportement correctement identifiées.

En ce qui concerne les méthodes d'optimisation, une des alternatives à la technique de Taguchi est la méthode d'optimisation des paramètres avec un réseau des neurones présentée dans le Chapitre 5.

Conclusion

L'objectif de ce chapitre est d'envisager l'évaluation quantitative du retour élastique de pièces embouties lors du retrait des outillages. Jusqu'à présent, ces situations sont assez mal appréhendées par les simulations numériques et il reste à se persuader qu'elles peuvent reproduire les effets du retour élastique. Le retour élastique est conditionné par les contraintes dans la pièce à la fin de la descente des outillages. Afin de valider l'application de la méthode par éléments finis, il est nécessaire d'être en mesure d'évaluer expérimentalement ces contraintes et les valeurs des déformations élastiques consécutives qui se produisent lors de l'opération de décharge.

A cette fin, un montage spécifique a été élaboré pour imposer un trajet différencié dans trois éprouvettes simultanément. Ce dispositif autorise la détermination simple des valeurs recherchées. La simulation au moyen des éléments finis met en œuvre le procédé numérique dans son intégralité (la même procédure serait utilisée pour traiter un cas plus complexe) pour déterminer les effets du retour élastique.

La qualité des résultats obtenus montre qu'un modèle de matériau correct et bien identifié est une condition nécessaire pour que les simulations reflètent la réalité expérimentale. Il est alors envisageable d'optimiser des opérations simples d'emboutissage.

Par contre, les situations retenues ne sont pas "assez" complexes dans le sens où les sollicitations imposées sont assez voisines de la situation expérimentale. Le modèle n'a alors pas trop de mal a priori à reproduire les situations demandées. Il reste à se pencher sur des cas de sollicitations plus "tridimensionnelles" comme le retraits ou l'expansion.

4 Chapitre 4. Détermination des conditions de localisation lors de la simulation numérique d'opérations d'emboutissage

Introduction

Dans une opération d'emboutissage, l'apparition de la striction et de la rupture sont parmi les principaux phénomènes qui limitent les déformations maximales admissibles par le matériau. C'est pourquoi l'étude des phénomènes de localisation constitue toujours un objet de recherche qui mobilise beaucoup de chercheurs.

Du point de vue de l'industriel, dans le but de décrire, maîtriser et optimiser les processus de mise en forme par emboutissage, il est souhaitable de savoir prédire l'apparition et le développement de la localisation.

Les conditions d'apparition de la localisation survenant avant la rupture du matériau, ne semblent pas encore bien établies. En effet, il est généralement admis que lorsqu'on soumet un matériau à une sollicitation, sa réponse passe plus ou moins brusquement d'un mode « homogène », caractérisé par des déformations régulièrement réparties, à un mode « hétérogène », se traduisant par l'apparition dans la structure de zones où la déformation s'est concentrée. La localisation se traduit par l'apparition de défauts qui modifient les propriétés de résistance mécanique ou en tout cas nuisent aux qualités d'aspect de l'embouti.

Schématiquement, les méthodes de détermination de la localisation abordées dans la littérature se classent en deux catégories selon le mode d'investigation retenu.

La détermination expérimentale (ou descriptive) des conditions limites de localisation sont généralement préférées dans les centres de recherche industriels. Elles fournissent « rapidement » des critères de localisation obtenus pour des sollicitations particulières, proches des sollicitations réelles rencontrées avec le procédé. Concrètement, l'apparition de la striction est déterminée expérimentalement en imposant au matériau différents trajets de chargement et en notant à chaque fois les déformations correspondant à l'apparition de la localisation. Cette recherche systématique de l'instabilité plastique fournit les points de transition entre l'état homogène et le mode de déformation hétérogène qui, une fois joints, constituent une Courbe Limite de Formage portant sur les déformations. Par contre, la mise au point de cette étude pose des problèmes délicats d'ordre expérimental, particulièrement en ce qui concerne la maîtrise des conditions d'essais et la mise au point de méthodes de mesures adaptées.

La détermination théorique (à caractère prédictif) a pour but d'établir des critères de déclenchement du phénomène de localisation en utilisant les grandeurs mécaniques déterminées à partir de la modélisation du comportement du matériau. Les critères de localisation proposés sont très variés. Cependant, toutes les évaluations théoriques des conditions de localisation nécessitent que le comportement mécanique du matériau soit parfaitement reproduit par le modèle de comportement choisi.

Les caractéristiques essentielles des différents critères de détection de la striction sont présentées dans le premier paragraphe de ce chapitre. L'étude bibliographique met en évidence une grande diversité de traitement du problème de localisation suivant le type de matériaux et le type de sollicitations. Il existe de multiples méthodes, de multiples philosophies qui n'offrent pas de vision commune et cohérente sur le phénomène de localisation.

Vient donc une question importante : quelle méthode employer pour déterminer et visualiser le début de la localisation de déformation lors d'une simulation numérique de mise en forme, surtout si les critères de localisation ne sont pas implantés dans le code éléments finis ?

Pour répondre à cette question, une nouvelle fois, la technique d'analyse d'images est utilisée pour observer et comprendre les manifestations du phénomène de localisation sur un essai élémentaire de traction. Cette technique permet d'étudier minutieusement le déroulement des événements lors de l'apparition de la localisation au cours de l'essai.

Des considérations assez simples permettent finalement non pas de déterminer les conditions d'apparition de la striction mais de la détecter lors de la simulation numérique.

La validation de cette méthode fondée sur la détermination des relaxations élastiques est présentée pour l'essai de traction et pour la mise en forme d'un embouti tridimensionnel.

A la fin du chapitre, le lecteur trouvera une conclusion au sujet de la simulation numérique du phénomène de la localisation.

4.1 Courbes limites de formage

Les données issues de l'essai de traction ne peuvent pas être considérées comme des caractéristiques intrinsèques du matériau. Elles ne représentent son comportement que dans un seul cas simple de sollicitation. Par exemple, les tôles n'ont pas la même capacité de déformation dans tous les modes de sollicitation. Comme le constatent des chercheurs de l'entreprise « Arcelor Auto Group » [Arc 04], il est courant de mesurer sur une pièce en expansion, avant striction, un allongement supérieur à 45% sur un

acier qui ne donne que 40% à rupture lors de l'essai de traction. A l'opposé, le même acier peut se rompre pour seulement 25% d'allongement, dans une zone en traction large, c'est bien le type de sollicitation qui est à l'origine de la majorité des casses observées sur des emboutis industriels. Pour finir, on mesure en rétreint des allongements bien supérieurs à 100%.

Le phénomène d'apparition de la striction et de la rupture est dû à une localisation plus ou moins soudaine de l'écoulement plastique.

Dans le but de décrire de manière quantitative les déformations maximales admissibles par le matériau pour divers modes de sollicitation, Keeler [Kee 65] et Goodwin [Goo68] ont introduit la notion de courbe limite de formage (CLF). Il s'agit de la frontière séparant les zones de réussite et d'échec d'une pièce emboutie sur le diagramme des déformations principales de surface de la tôle.

La détermination expérimentale des courbes limites de formage consiste à reproduire à l'aide d'essais de laboratoire tous les types de déformations susceptibles d'entraîner la striction localisée et la rupture en emboutissage. Ces types de déformation sont compris entre deux modes extrêmes : l'expansion équilibiaxiale symétrique et la traction uniaxiale.

La **Figure 74** présente l'allure classique d'une courbe limite de formage typique d'une tôle métallique destinée à l'emboutissage.

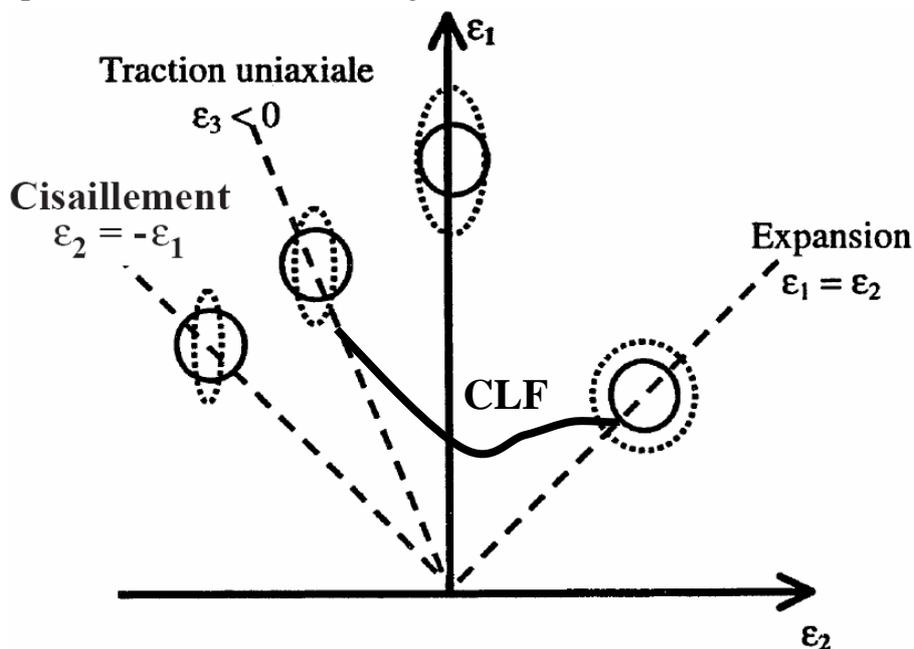


Figure 74. Courbe limite de formage typique d'un acier pour emboutissage d'après Béranger et al. [Bér 94].

Les CLF donnent les déformations correspondant à la rupture d'emboutis. Cependant, la rupture est un stade trop avancé de la ruine d'une pièce, c'est pourquoi on a senti

le besoin de prévoir, non pas la rupture mais la striction localisée (diminution d'épaisseur localisée). Le phénomène de striction localisée qui précède le phénomène de rupture ductile se traduit par un amincissement local qui est inadmissible tant pour des raisons esthétiques que pour des raisons de diminution importante de la résistance mécanique des pièces. Ainsi, on utilise plutôt la courbe limite de formage à striction qui prédit la limite supérieure de formage de la tôle avant l'apparition de l'instabilité plastique localisée.

Aujourd'hui, en pratique, selon l'usage de la tôle, sa CLF est établie d'après plusieurs critères d'acceptation : striction ou rupture de la tôle, formation de plis, amincissement excessif, fissuration ou décollement du revêtement métallique.

Au niveau industriel, les courbes limites de formage sont utilisées pour caractériser l'aptitude au formage d'un matériau et le comparer à d'autres, pour définir des outillages de presse et mettre au point des opérations d'emboutissage.

Les CLF sont établies à partir d'essais pour lesquels le trajet de chargement est constant. Dans ce cas-là, les effets du trajet de chargement ne sont pas pris en compte. La recherche d'un critère indépendant du trajet de déformation a conduit Arrieux [Arr90] à déterminer la courbe limite de formage en contrainte. Le diagramme des contraintes limites de formage présente un aspect nettement plus intrinsèque que les CLF en déformations.

Il faut souligner que la détermination expérimentale des CLF représente un travail conséquent. Les résultats sont affectés par le type de test mécanique utilisé, par la lubrification, par le type de mesure de déformation. L'utilisation de la CLF est limitée car les données obtenues pour des situations très précises (matériaux, conditions péroaires) sont néanmoins difficilement utilisables même pour des situations voisines. Dans le but de mieux répondre aux attentes des industriels, les recherches en matière de localisation sont très actives et non seulement sur le plan expérimental, mais aussi et surtout sur les plans théorique et numérique.

4.2 Critères de striction théoriques

Le but de ce paragraphe est de faire ressortir les idées essentielles des différents critères proposés pour la détection de la striction qu'elle soit localisée ou diffuse. Il est rappelé que la striction diffuse observée lors de l'essai de traction uniaxiale est caractérisé par une diminution de la largeur de l'éprouvette sur une zone assez étendue. Quant à la striction localisée, une importante diminution d'épaisseur selon une bande inclinée par rapport à l'axe de traction a lieu.

Les descriptions théoriques de la localisation reposent sur différentes analyses. De multiples critères de localisation sont définis à partir d'hypothèses sur le

comportement (indépendance ou non avec le temps, type de comportement) ou sur l'état du matériau avant l'apparition de la localisation (homogène, présence d'un défaut initial).

Les approches de Considère, de Swift et de Hill s'attachent à une description du comportement du matériau, les approches de Marciniak-Kuczynski et de Hart associent la localisation à la croissance d'un défaut géométrique présent au sein du matériau. Les approches en bifurcation associent la localisation à l'apparition soudaine d'une forte hétérogénéité (discontinuité du champ de vitesses de déformation).

4.2.1 Critères de Force Maximum

4.2.1.1 Cas unidimensionnel : Critère de CONSIDERE [Con 85]

C'est le premier critère proposé pour la résolution du problème d'instabilité plastique pour une éprouvette de traction uniaxiale.

Ce critère est fondé sur un phénomène remarquable de l'essai de traction : la force imposée par la machine de traction sur l'éprouvette passe par un maximum au cours du temps (voir la **Figure 75**). Ce maximum marque le début de la localisation diffuse de la déformation (ϵ_c). Ce critère établit ainsi une frontière entre l'écoulement homogène et l'écoulement hétérogène ; il suppose l'homogénéité du comportement, l'uniformité des champs et l'incompressibilité du matériau jusqu'au maximum de la courbe force-déplacement. Le comportement instable du matériau est caractérisé par le fait que le maintien de la charge F constante, entraîne un champ de vitesses de déformation non nul sur l'éprouvette alors que le cas d'un comportement stable se traduit par un champ de vitesses nul quand la force F est maintenue constante.

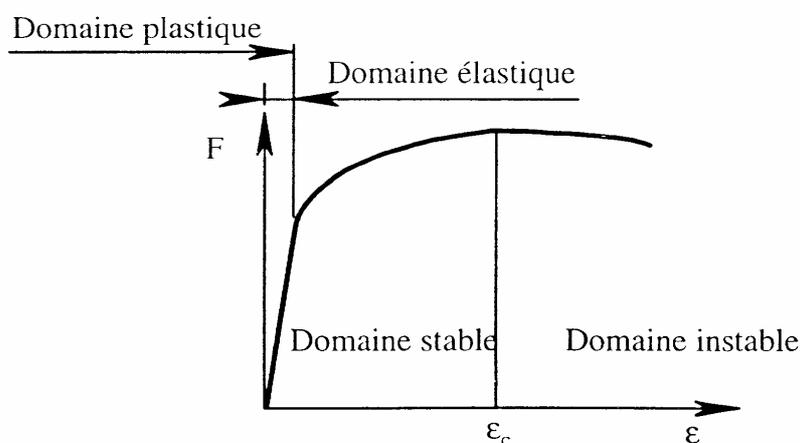


Figure 75. Courbe effort – déformation pour le cas de l'essai de traction uniaxiale.

Ce critère traduit une compétition entre l'écroutissage (multiplication des dislocations) et un effet géométrique (diminution de section). Dans un premier temps, l'écroutissage prédomine, puis c'est la diminution de section qui l'emporte.

Selon le critère de Considère, la localisation diffuse commence au moment où l'effort de traction passe par un maximum donc $dF = 0$. La force est exprimée par :

$$F = \sigma * S, \quad (36)$$

avec σ la contrainte et $S = l * e$ (surface = largeur \times épaisseur). D'où

$$dF = d\sigma * S + \sigma * dS = 0, \text{ donc} \quad (37)$$

$$\frac{d\sigma}{\sigma} = -\frac{dS}{S} = -\frac{dl}{l} - \frac{de}{e}. \quad (38)$$

La variation de volume est nulle pour les grandes déformations :

$$dV = 0. \quad (39)$$

Le volume d'une section est exprimé par :

$$V = L * l * e, \quad (40)$$

où L est la longueur, l est la largeur et e est l'épaisseur de l'éprouvette. Ainsi,

$$\frac{dL}{L} = -\frac{dl}{l} - \frac{de}{e}, \quad (41)$$

$$\frac{dL}{L} = d\varepsilon. \quad (42)$$

A partir des équations (38), (41) et (42), le critère de Considère s'écrit donc :

$$\frac{d\sigma}{d\varepsilon} = \sigma. \quad (43)$$

Cette relation donne la valeur de la déformation à laquelle apparaît la striction diffuse dans un essai de traction uniaxiale. Les résultats expérimentaux obtenus en traction uniaxiale sur des matériaux insensibles à la vitesse de déformation montre que cette analyse est correcte, la charge chute rapidement juste après le maximum sans déformation plastique appréciable hors de la zone de striction.

Il faut souligner qu'un critère détermine des conditions favorables à la localisation. En effet, si l'on suppose que le matériau subit une déformation homogène, la "striction" se produit dans l'ensemble du matériau et finalement le matériau ne localise pas. L'amorçage de la localisation en un endroit précis du matériau a une origine que le "critère" ne fournit pas.

4.2.1.2 Cas bidimensionnels : critères de SWIFT et de HILL

Le critère de Swift [Swi 52] est une généralisation du critère de Considère appliqué à des tôles minces (hypothèse de contraintes planes) dans le cas d'un chargement biaxial [Gas 85]. Ce critère est fondé sur la considération que l'instabilité plastique se produit au moment où les forces suivant les axes principaux de contraintes dans le plan de la tôle passent simultanément par un maximum.

Le premier critère de striction localisée a été formulé par Hill [Hil 58]. Il est fondé sur les observations expérimentales de tôles soumises à de la traction. Ces tôles montrent que la striction localisée se développe le long d'une ligne inclinée par rapport à la direction de sollicitation (Ligne d'Extension Nulle). La déformation dans la bande se produit dans la direction normale à cette ligne et dans la direction de l'épaisseur. Le domaine de validité de ce critère est le rétreint car il ne prévoit pas de striction localisée dans le domaine de l'expansion biaxiale.

4.2.2 Critères géométriques : critères de Hart et de Marciniak-Kuczynski

Les auteurs des critères géométriques d'apparition de localisation considèrent que la formation et le développement de la striction sont causés par des défauts dans le matériau, c'est-à-dire par la distribution aléatoire des impuretés, ou bien par une variation d'épaisseur de la tôle due à des défauts de fabrication lors de sa mise en forme.

Dans l'article de Hart [Har 67], l'essai de traction uniaxiale est examiné dans le cas où l'échantillon présente un léger défaut géométrique. Par cette analyse d'instabilité de l'essai de traction, Hart a étendu le critère de Considère aux matériaux dont le comportement dépend de la vitesse de déformation.

Pour simuler l'apparition d'une localisation dans une tôle mince (cas bidimensionnel), Marciniak et Kuczynski [Mar 67] introduisent un défaut géométrique sous la forme d'une bande de moindre épaisseur.

4.2.3 Analyse de bifurcations

La théorie des bifurcations est appliquée pour prédire le phénomène de la striction localisée [Ric 76] pour tous les modes de déformation rencontrés en emboutissage.

L'analyse en bifurcation est développée pour les matériaux dont le comportement est décrit par un modèle élasto-plastique. Si la déformation est homogène, le matériau présente un comportement stable, la surface d'écoulement plastique a une forme elliptique et le gradient de vitesse est uniforme.

Selon la théorie des bifurcations, le début d'instabilité plastique correspond à l'apparition d'une courbure importante sur la surface de charge, le champ de gradient de vitesse devient non homogène.

Selon le critère de Cordebois-Ladevèze [Cor 86], l'existence d'une instabilité plastique est constatée dès que le champ de vitesse au sein du matériau ne s'annule plus lorsque le chargement extérieur est arrêté.

Conclusion

L'étude bibliographique met en exergue des conceptions de la localisation complètement différentes. La diversité des approches théoriques de la localisation témoigne de l'intérêt constant du mécanicien et de la perplexité devant ce phénomène où tout est susceptible de jouer un rôle : le comportement du matériau, les effets locaux (défauts géométriques, concentration de contraintes) et les effets des conditions aux limites.

Il faut retenir que tous les critères de détection théorique de la localisation dépendent de la modélisation du comportement plastique. L'importance de l'identification précise de la loi de comportement du matériau est encore une fois mise en relief.

Par contre, aucun critère de localisation n'est pas implanté dans la version explicite du code éléments finis Abaqus. Dans ce cas là, quel est moyen de prédire par la simulation numérique l'apparition de la striction ?

On revient au cas de la simulation d'une mise en forme simple : l'essai de traction. Le Chapitre 2 présente l'identification des lois de comportement à partir cet essai. Cette identification est réalisée précisément, par la technique d'analyse d'images à partir de l'étude de développement de contraintes et de déformations dans la zone de la localisation jusqu'à rupture.

Les lois de comportement ainsi déterminées, sont ensuite validées. Dans le Chapitre 3, l'effet du retour élastique et les contraintes résiduelles sont estimés avec succès par la simulation éléments finis.

Ainsi, une supposition naît : la simulation numérique doit être en mesure de reproduire un essai de traction jusqu'à l'apparition de la striction localisée sans introduire de critère de quelque nature que ce soit. Lors de l'analyse de l'essai de traction effectuée dans le Chapitre 2, un phénomène remarquable a été observé: l'apparition de la localisation est accompagnée par une décharge élastique du matériau en dehors de la zone de localisation. Tabourot et al. [Tab 05] a proposé une méthode de prédiction de début de localisation lors du calcul numérique de la mise en forme fondée sur ce phénomène.

Le paragraphe suivant est consacré à la vérification de la fiabilité de cette méthode et au développement des moyens de visualisation de l'apparition de la localisation lors de la simulation d'une mise en forme.

4.3 Simulation du phénomène de la localisation de déformation

4.3.1 Mise en place d'une méthode de prédiction de la localisation lors d'une simulation numérique

Dans ce paragraphe, un essai de traction de l'éprouvette de l'alliage d'aluminium Al6061T4 est simulé par le code éléments finis Abaqus, version explicite.

Le comportement du matériau a été identifié lors de l'essai de traction avec l'utilisation de la technique d'analyse d'images (Chapitre 2). Le modèle approprié pour cet alliage est le modèle de comportement élasto-plastique avec anisotropie initiale normale et la loi à écrouissage isotrope. Les constantes élastiques et les paramètres caractérisant la plasticité sont donnés dans l'annexe D.

Une éprouvette normalisée a les dimensions suivantes : épaisseur - 1 mm, largeur – 12,3 mm et longueur de la zone utile - 77 mm. Cette éprouvette (**Figure 76**) subit un déplacement de 20 mm imposé à une extrémité avec une vitesse constante de 0,2mm/s. Ainsi, l'essai simulé dure 100 s.

La modélisation est réalisée en deux dimensions avec les éléments de maillage rectangulaire de type CPS4R.

L'objectif de la simulation numérique décrite est de suivre le comportement d'éléments situés sur la ligne médiane de l'éprouvette marqués en bleu sur la **Figure 76**. Géométriquement, l'élément numéroté 1 se trouve au centre de l'éprouvette puis les autres éléments se rapprochent des mors et l'élément 10 marque la fin de la zone utile. La **Figure 77** présente pour chaque élément référencé l'évolution de la contrainte équivalente en fonction de la déformation équivalente.

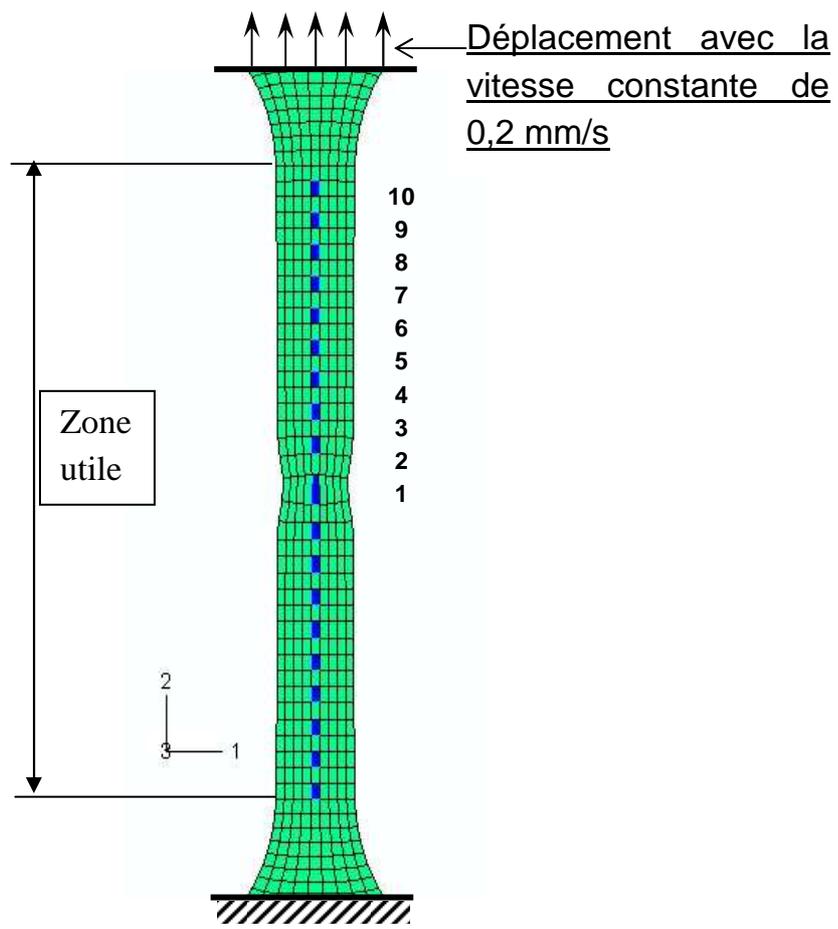


Figure 76. Situation des éléments étudiés.

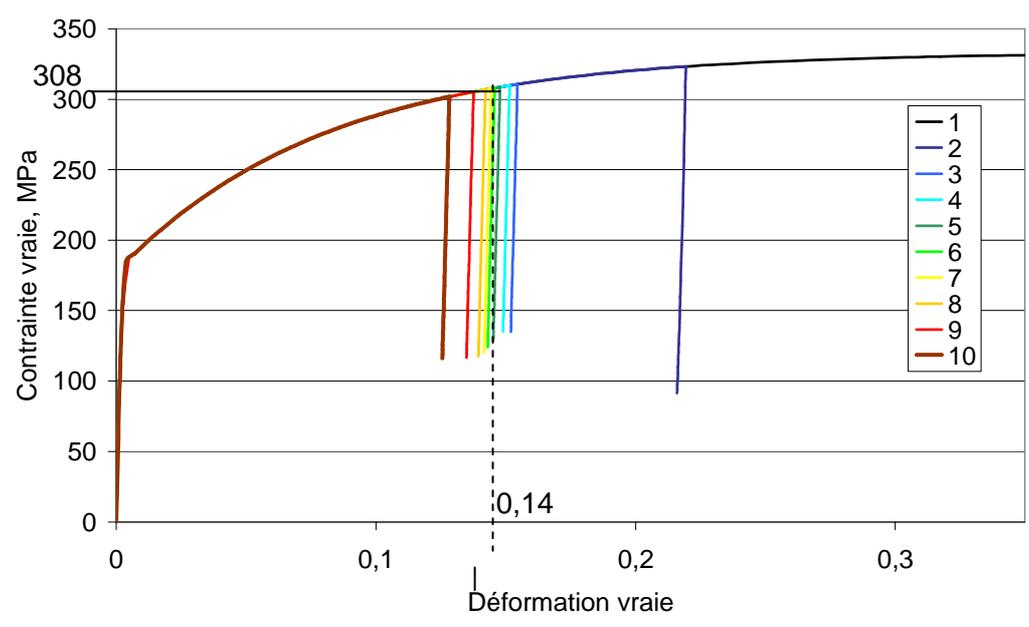


Figure 77. Décharge successive des éléments de la zone utile lors de la simulation de l'essai de traction (éprouvette de l'alliage Al6061T4).

L'observation de ces courbes montre, que plus la déformation progresse, plus il y a d'éléments qui se déchargent. La décharge progresse rapidement des extrémités de l'éprouvette vers le centre de l'éprouvette. Les éléments centraux sont ceux qui se déforment le plus et dans lesquels apparaît la localisation. Ce constat correspond tout à fait au phénomène observé en réalité. L'élément 10 est le premier à se décharger. Puis les autres éléments se déchargent les uns après les autres (l'élément 9 puis l'élément 8 et ainsi de suite jusqu'à l'élément 2) et la décharge se rapproche du centre de l'éprouvette. L'apparition de la localisation de la déformation au centre de l'éprouvette est observée au niveau de 14 % de déformation en traction. A la fin de l'essai, la contrainte de l'élément 1 continue d'augmenter. C'est le seul élément dont la déformation augmente lorsque tous les autres éléments se sont déchargés. Donc la striction localisée de l'éprouvette se trouve au niveau de l'élément 1.

Le nombre d'éléments déchargés est directement lié à la localisation de la déformation dans le centre de l'éprouvette. La prise en compte de ce critère est un excellent moyen de détection de la localisation au cours d'une simulation.

La méthode proposée consiste à comparer l'état de contrainte pour chaque élément entre un instant donné t (le début de pas de calcul) et un instant $t+dt$ (la fin du pas de calcul). Il suffit de faire la différence à ces deux instants des deux états de contrainte. Pour un élément :

- si $\sigma_{t+dt} - \sigma_t > 0$ alors l'élément n'est pas déchargé,
- si $\sigma_{t+dt} - \sigma_t < 0$ alors l'élément est déchargé.

Il faut alors compter le pourcentage d'éléments qui se déchargent au cours de la simulation. Un programme de post traitement des données issues de la simulation par Abaqus est réalisé afin d'analyser l'évolution du pourcentage des éléments déchargés au cours de la mise en forme [Tab 05]. Ce logiciel de post traitement permet ainsi de réaliser sur tous les éléments de l'éprouvette la différence de la contrainte entre deux instants différents.

Sur la **Figure 78** est présenté le résultat du post-traitement des données de la simulation. Comme le montre la courbe d'évolution du nombre d'éléments déchargés au cours du temps, lorsque la localisation diffuse apparaît à l'instant 65 s, le pourcentage d'éléments déchargés dans la zone utile augmente rapidement. A l'instant 68,5 s, 80% des éléments de la zone utile sont déchargés, donc toute la déformation imposée est localisée dans un endroit relativement petit. On parle, alors de l'apparition de la striction localisée.

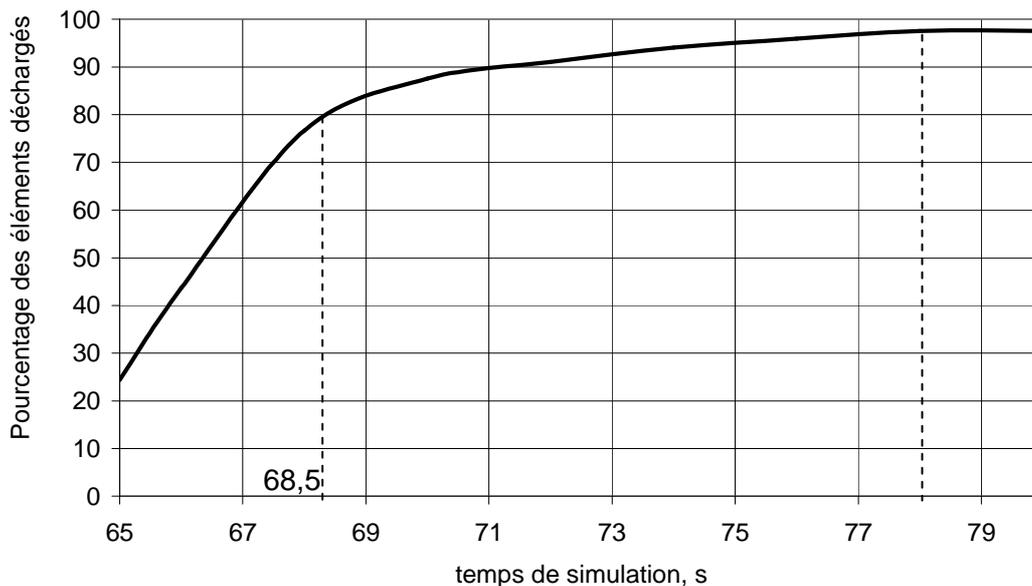


Figure 78. Evolution au cours du temps du nombre d'éléments déchargés.

La visualisation de la série des cartographies des champs de la déformation logarithmique longitudinale obtenue lors de la simulation éléments finis de l'essai de traction permet d'apercevoir, qu'à partir de 65 s la localisation de déformation se développe rapidement (**Figure 79**).

Le processus de déchargement des éléments qui accompagne la localisation de déformation est visualisé sur la **Figure 80**. Cette présentation est plus démonstrative, le début de la localisation se perçoit à 65s, mais sur la **Figure 79**, l'apparition visuelle de ce phénomène n'est visible qu'à 70s de l'essai simulé. Ainsi, la striction diffuse est détectable lors de la visualisation des éléments déchargés, tandis que le champ de déformation permet de visualiser plutôt la striction localisée.

La méthode de visualisation des éléments déchargés est plus efficace dans le cas de simulation d'emboutissage complexe, où l'utilisateur ne peut pas faire la conclusion sur le déclenchement de la localisation sur le fait, qu'une partie de l'embouti est plus déformée que les autres. Le décompte et la visualisation des éléments déchargés, par contre, indiquent tout de suite l'apparition de l'instabilité plastique.

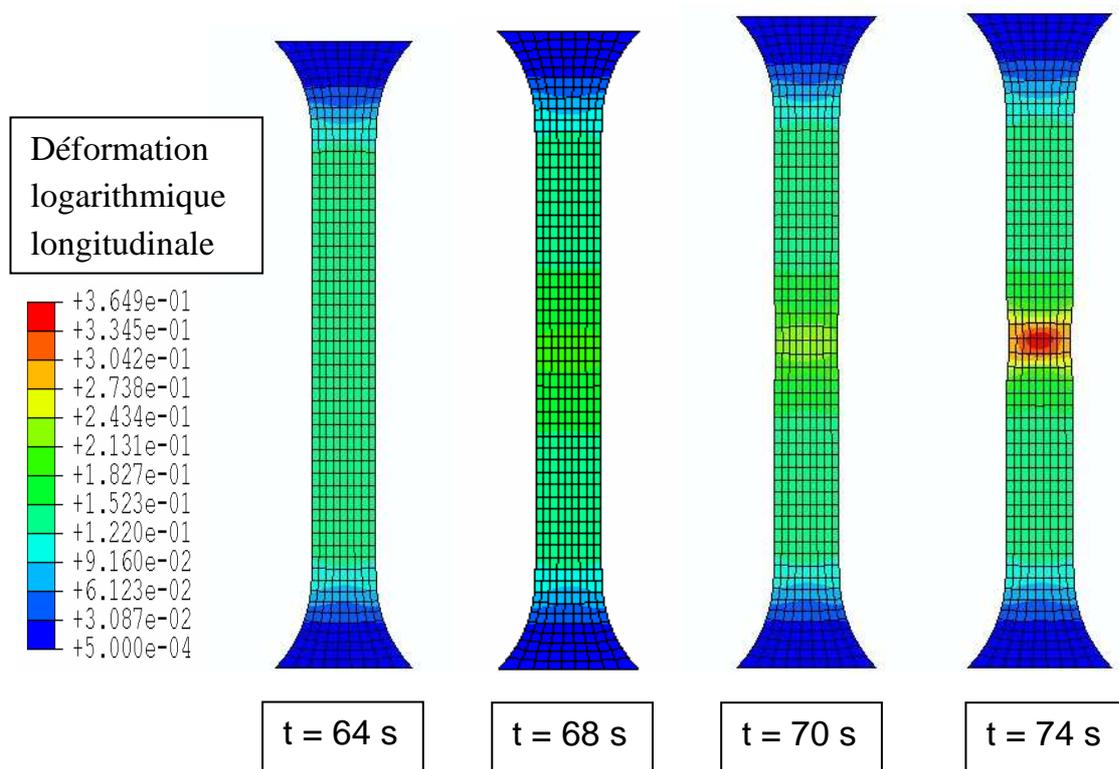


Figure 79. Visualisation de la localisation de déformation au cours de l'essai de traction simulé.

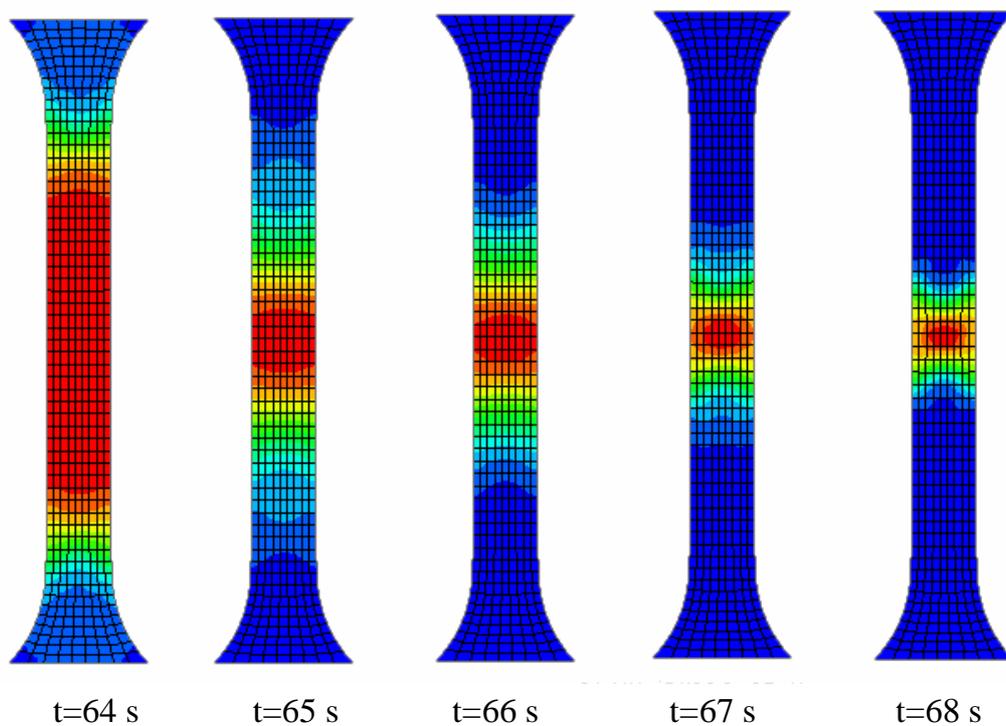


Figure 80. Visualisation numérique de déchargement des éléments lors de la localisation de la déformation. (les éléments en couleur bleu marine sont déchargés).

La simulation de l'essai de traction présenté donne des résultats qui correspondent bien au critère de la localisation de Considère. Selon ce critère (voir le paragraphe 4.2.1.1), l'instant où la force imposée par la machine de traction sur l'éprouvette passe par un maximum au cours du temps marque le début de la localisation diffuse de la déformation.

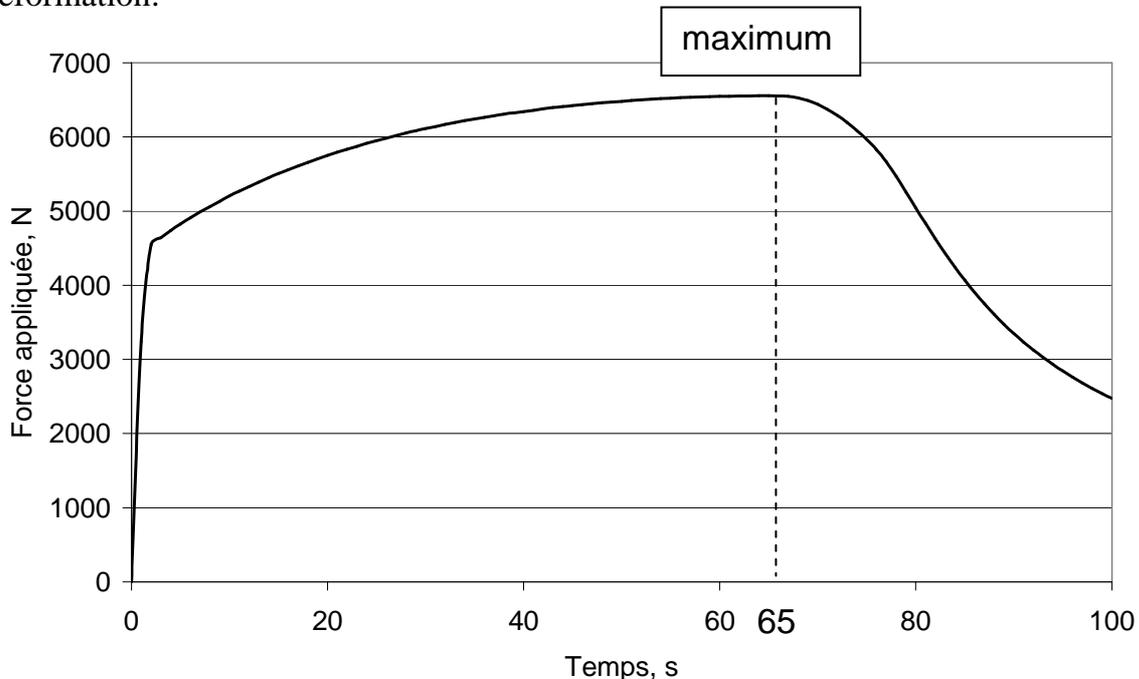


Figure 81. Force de traction appliquée sur l'éprouvette de l'alliage Al6061T4 au cours de l'essai de traction simulé.

La courbe d'évolution de la force appliquée sur l'éprouvette au cours du temps (**Figure 81**) montre bien que la force imposée atteint un maximum à 65 s après le début de l'essai de traction de l'éprouvette. (La force de réaction est déterminée à partir du calcul numérique par la somme des efforts sur les nœuds à l'extrémité de l'éprouvette pour lesquels le déplacement est imposé). A ce moment, commence le processus de décharge des éléments présenté sur la **Figure 78**.

Sur la **Figure 82**, est recherchée la valeur de déformation qui correspond au point d'intersection de la courbe contrainte vraie σ - déformation vraie ε et de la courbe qui relie $d\sigma/d\varepsilon$ avec la déformation ε . Ce point définit l'apparition de la localisation diffuse selon la condition de localisation $\frac{d\sigma}{d\varepsilon} = \sigma$ de Considère.

La **Figure 82** indique, que la localisation diffuse débute quand la déformation plastique de l'éprouvette atteint 14%. La même valeur est donc obtenue lors de l'essai réel de traction et au cours de l'essai simulé (voir la **Figure 77**).

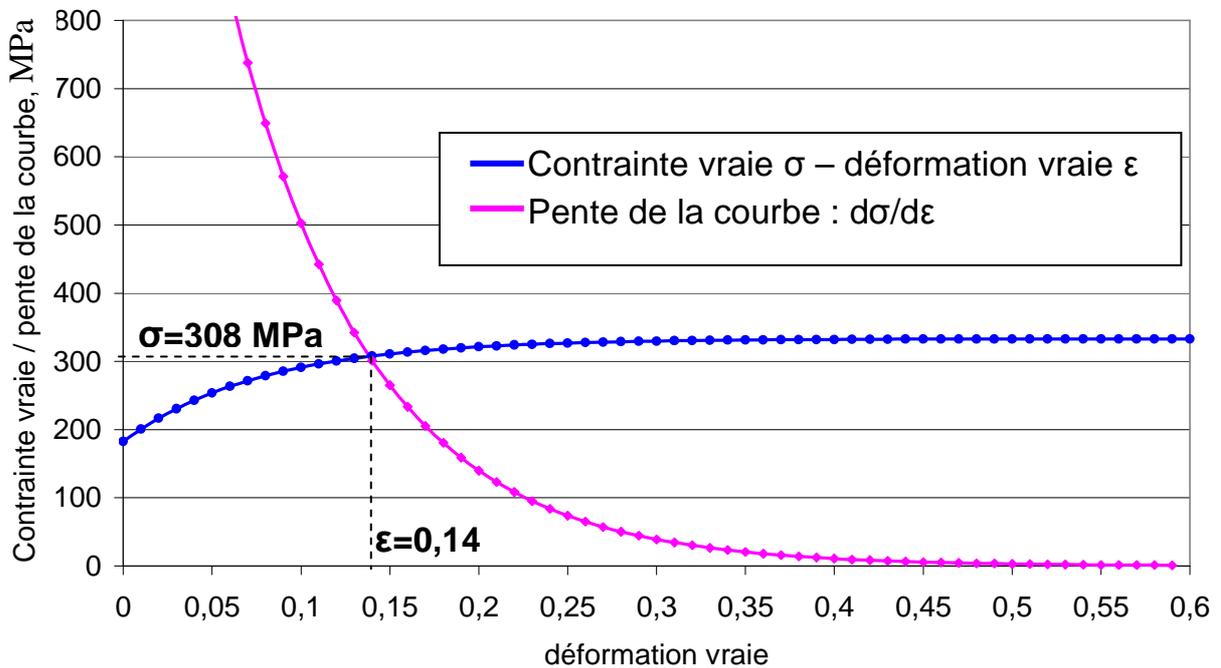


Figure 82. Détermination de la localisation de déformation selon le critère de Considère pour l'éprouvette de l'alliage Al6061T4.

En résumant ce paragraphe, l'exemple de la simulation de l'essai de traction montre que la simulation fournit suffisamment d'informations pour détecter la localisation de la déformation. Le nombre d'éléments déchargés se révèle être un indicateur pertinent pour déterminer l'apparition de la localisation. Leur cartographie fournit un moyen pratique pour visualiser son emplacement. Cette détermination nécessite une reproduction précise du comportement du matériau et la loi de comportement a une incidence directe sur les résultats.

Il reste à traiter le cas d'opérations plus complexes. C'est l'objet du paragraphe suivant.

4.3.2 Simulation du procédé d'emboutissage d'une pièce axisymétrique jusqu'à l'apparition de la striction

4.3.2.1 Présentation de l'essai. Mise au point de la simulation numérique correspondante.

Le cas de la mise en forme plus complexe est choisi pour vérifier l'efficacité de la méthode proposée pour une prédiction de la localisation de déformation. L'opération de la mise en forme choisie ici est la réalisation d'un godet à fond plat.

Le schéma de principe de l'essai est présenté sur la **Figure 83**. L'outillage est composé d'une matrice, d'un serre-flan annulaire et d'un poinçon à fond plat évidé afin de diminuer les frottements au niveau de la surface supérieure du poinçon.

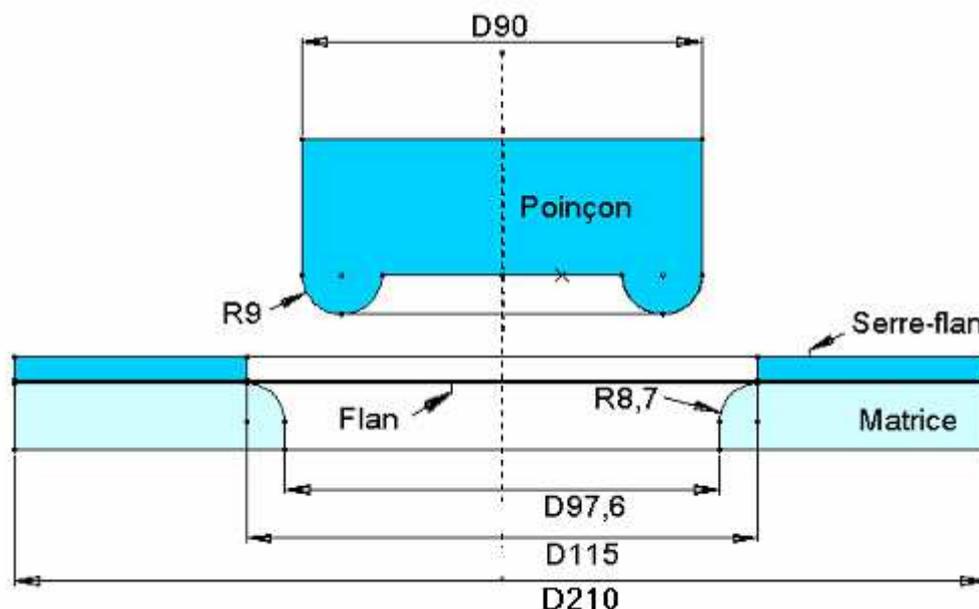


Figure 83. Schéma de l'essai de la mise en forme d'une pièce axisymétrique.

La tôle en alliage d'aluminium Al6061T4 est utilisée lors de la mise en forme. C'est un matériau avec des caractéristiques mécaniques non sensibles à la vitesse de déformation.

Le comportement de l'alliage Al6061T4 est soigneusement identifié (voir le Chapitre 2) à partir de la courbe de référence obtenue au moyen du logiciel d'analyse d'images. Cet alliage a le comportement plastique initial de type isotrope transverse. Le modèle de l'écrouissage isotrope est retenu. Les caractéristiques élastiques et plastiques de cet alliage sont données dans l'annexe D.

La simulation numérique est réalisée avec le code éléments finis Abaqus version explicite avec un mode de calcul de type double précision.

D'un point de vue de la simulation numérique, il est supposé que le flan est parfaitement centré avec les outils lors de la mise en forme. En considérant la symétrie de révolution de cet essai et le cas d'un matériau à isotropie transverse, l'analyse par éléments finis est traitée comme un problème axisymétrique. Dans ce cas, les outils sont décrits par des surfaces rigides discrètes (**Figure 84**), tandis que le flan est modélisé par des éléments de type coque axisymétrique (SAX1). Le flan est maillé avec 105 éléments comportant 7 points d'intégration à travers l'épaisseur. Les degrés de liberté de la matrice sont tous bloqués (encastrement) lors de la simulation. Pour le serre-flan, il n'y a qu'un seul degré de liberté, c'est le déplacement suivant l'axe vertical.

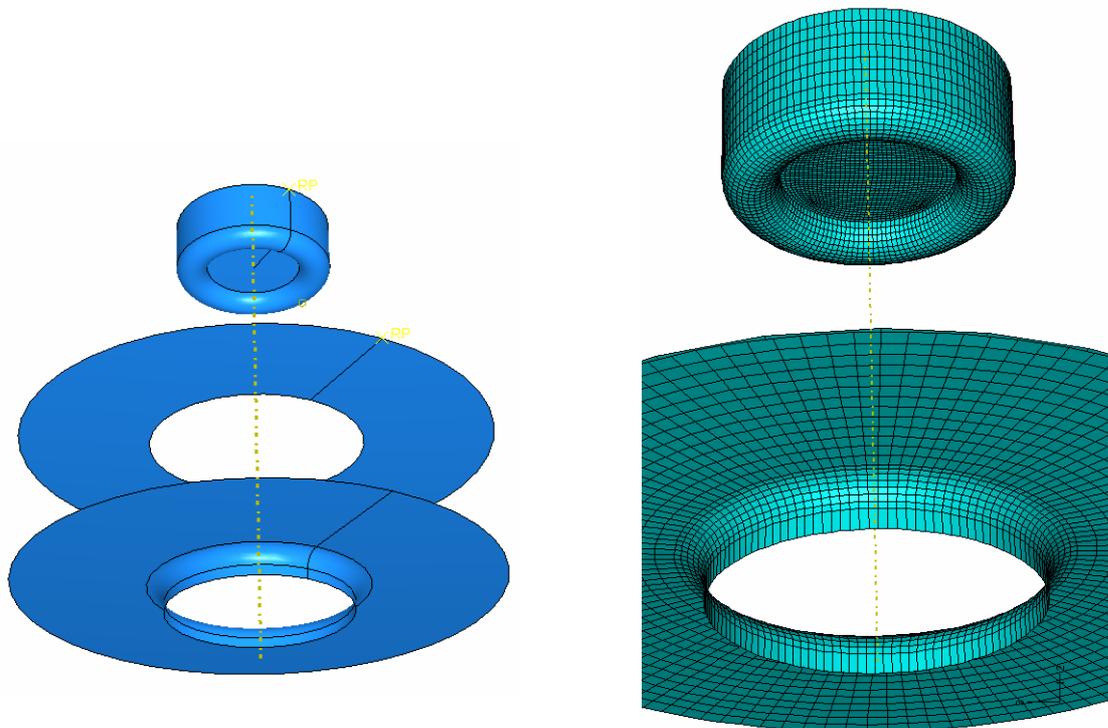


Figure 84. Conception de l'outil d'emboutissage et le maillage de la matrice et du poinçon pour la simulation numérique.

Le contact entre les outils et le flan est modélisé par la loi de Coulomb. Les valeurs du coefficient statique de frottement obtenues lors des expériences sont les suivantes :

- à sec, le coefficient est de 0,2,
- avec la lubrification, le coefficient est de 0,16.

Compte tenu, que dans le cas présent il n'y a pratiquement pas de glissement entre les surfaces du flan et des outils tels que matrice et serre-flan et que dans ces zones de

contact il n'y a pas de lubrification, pour la simulation le coefficient de frottement retenu est de 0,2.

Par contre, dans la zone de contact préalablement lubrifiée entre le poinçon et le flan, il y a un glissement. Ainsi, dans le modèle de la simulation il faut introduire le coefficient de frottement dynamique, inférieur au coefficient de frottement statique, la valeur retenue est de 0,1.

La simulation se déroule en deux étapes :

Le serrage du serre-flan dans la première étape est effectué de manière progressive puis celui-ci est maintenu constant. La pression est de 8 MPa, correspondant à la valeur de la force appliquée réellement sur le serre-flan (170 000 N) divisée par la superficie de cette surface (21 250 mm²).

Dans la deuxième étape, le déplacement du poinçon est également de type progressif (smooth step) en début et en fin de son mouvement. Cette précaution est prise pour ne pas provoquer une accélération infinie, donc pour rester dans le cas de chargement quasi-statique.

Le premier signe de l'apparition de la localisation est la chute de la force appliquée sur le poinçon lors de la mise en forme. Sur la courbe force en fonction du temps donnée sur la **Figure 85**, la force atteint sa valeur maximale au temps $t=0,168$ s. La chute brutale de la force correspond à la localisation de la déformation.

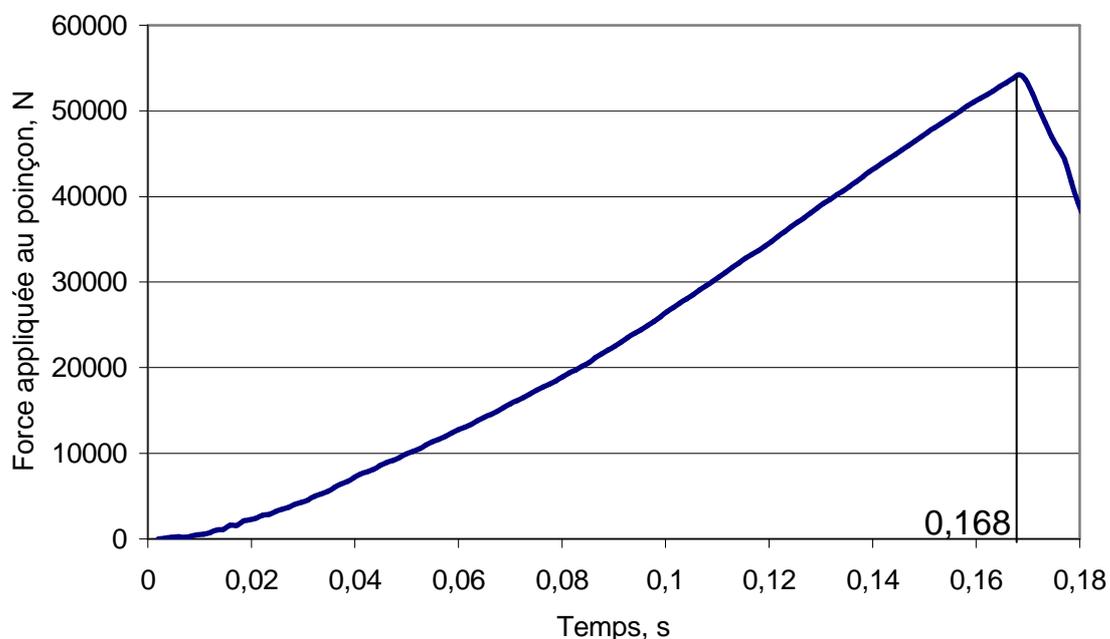
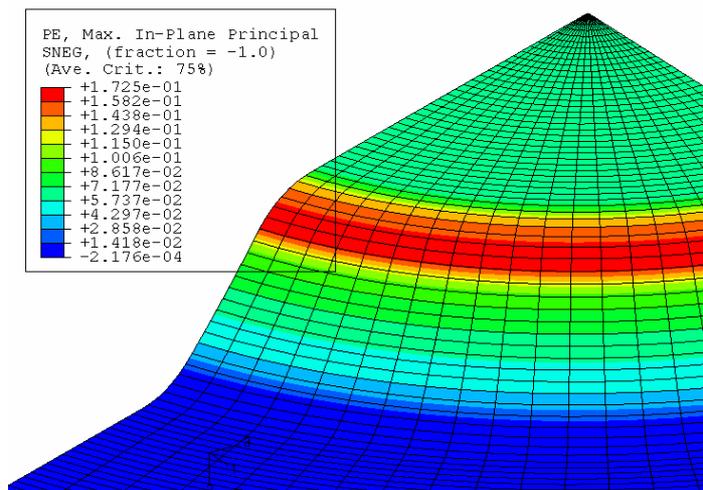
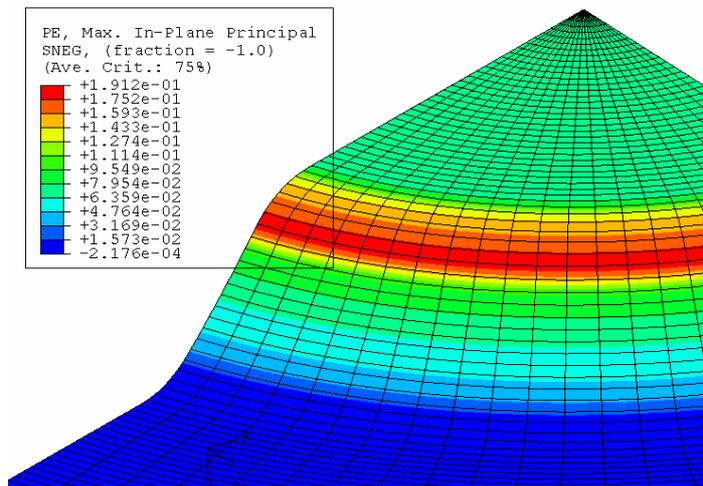


Figure 85. Evolution de la force appliquée au poinçon en fonction du déplacement (données de calcul numérique).



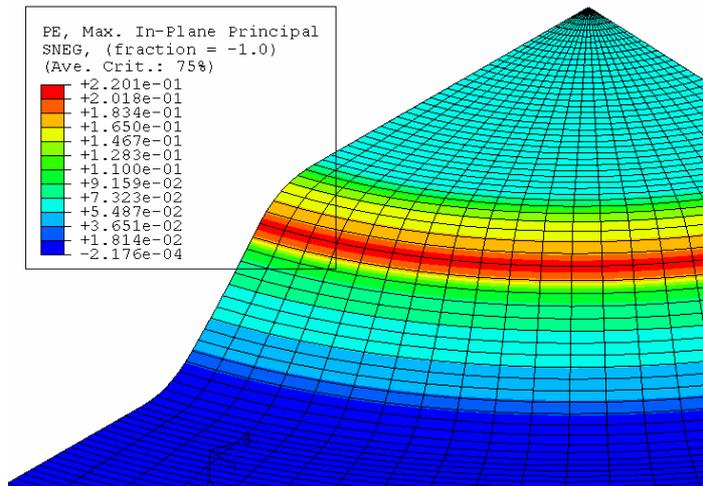
$t=0,1651$ s,

Le déplacement du poinçon est de 12,88 mm



$t=0,1676$ s,

Le déplacement du poinçon est de 13,1 mm



$t=0,1688$ s,

Le déplacement du poinçon est de 13,2 mm

Figure 86. Evolution de la déformation plastique maximale dans un plan de la tôle lors de la mise en forme jusqu'au début d'une striction diffuse.

L'évolution simulée de l'état de déformation, qui correspond aux instants avant et après de la chute de la force, est visualisée sur la **Figure 86**. Il y a une apparition de la localisation de déformation dans une zone indiquée en couleur rouge.

Les éléments 1 à 11 (**Figure 87**) qui se situent dans la zone de la localisation de déformation sont choisis pour observer l'évolution de l'état des contraintes dans cette zone à risque.

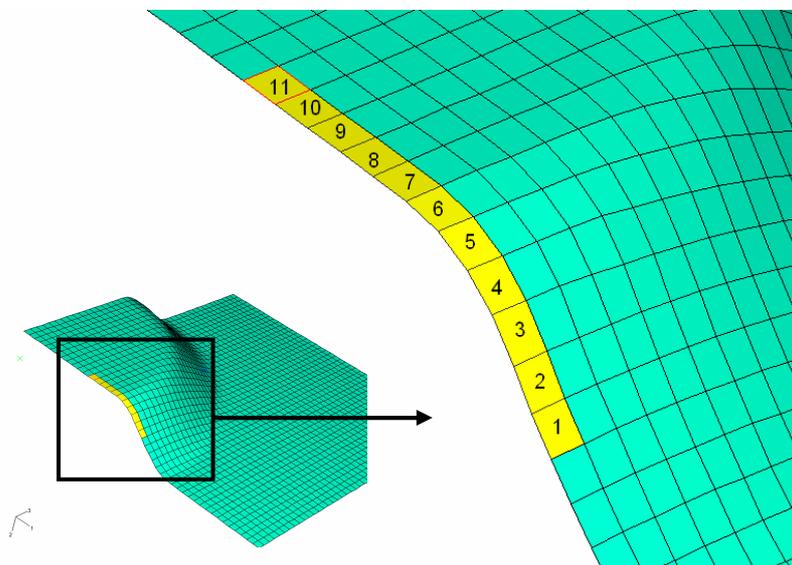


Figure 87. *Choix des éléments pour étudier le phénomène de la localisation de déformation lors d'une simulation de la mise en forme.*

Les courbes contrainte équivalente dans les éléments choisis en fonction de temps sur la **Figure 88** montrent, que les contraintes commencent à diminuer dans l'intervalle de temps 0,168-0,170 secondes. Ce phénomène correspond à l'apparition de la localisation diffuse. A partir de 0,170 secondes de l'essai, qui correspond à 13,4 mm de déplacement du poinçon, la contrainte se localise et augmente dans un seul élément (numéro 3) de la zone choisie.

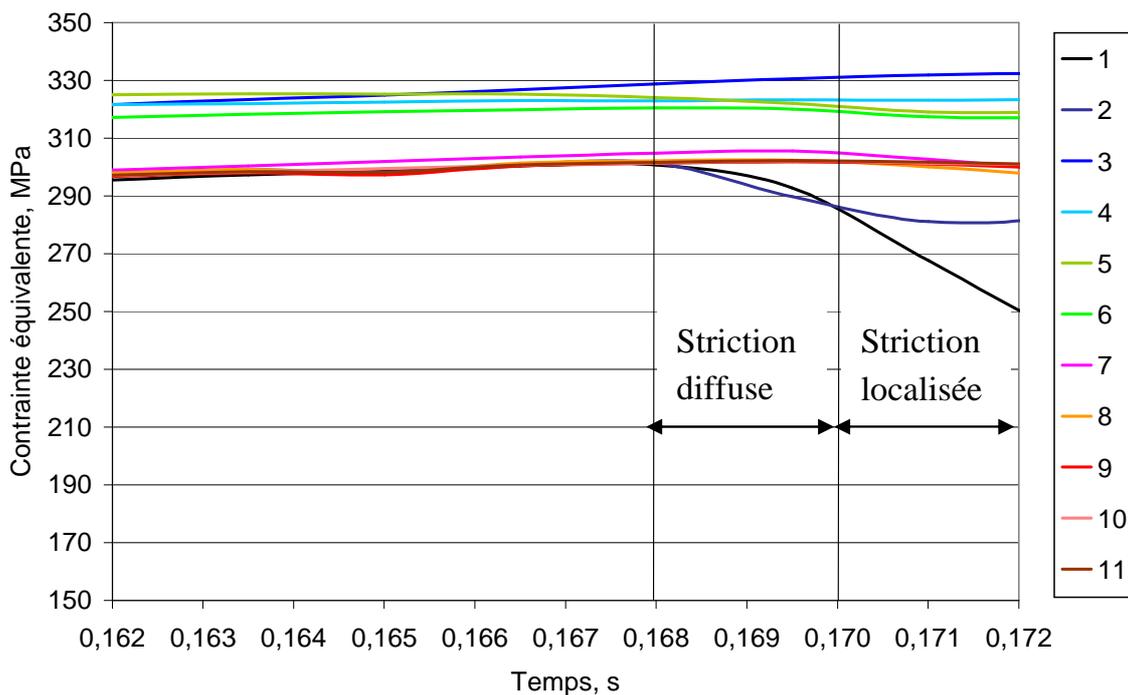


Figure 88. Observation de l'apparition d'instabilité plastique au cours de l'emboutissage manifestée par le déchargement élastique des éléments situés en dehors de la zone de la localisation.

Ainsi, la simulation numérique de l'essai présenté prédit l'apparition de la localisation de déformation et reproduit le phénomène de décharge élastique dans la zone située dehors de la localisation.

La première validation de la simulation est effectuée par la comparaison de la géométrie de la localisation de la déformation dans la pièce emboutie virtuellement (**Figure 89**) avec la géométrie de la zone de rupture de l'embouti réel (**Figure 90**).

La comparaison prouve, que l'endroit d'apparition de la striction est prédit avec succès. Pourtant, pour confirmer que les résultats de la simulation de la mise en forme sont fiables, il faut effectuer des comparaisons plus approfondies avec les résultats réels. Concrètement, pour réaliser la validation, les résultats suivants sont choisis : la courbe force appliquée sur le poinçon en fonction de son déplacement et les champs de déformation de la surface gauche de l'embouti à la fin de la mise en forme.

Le paragraphe suivant est consacré à la présentation de l'expérience réelle et à la comparaison des résultats réels et virtuels.

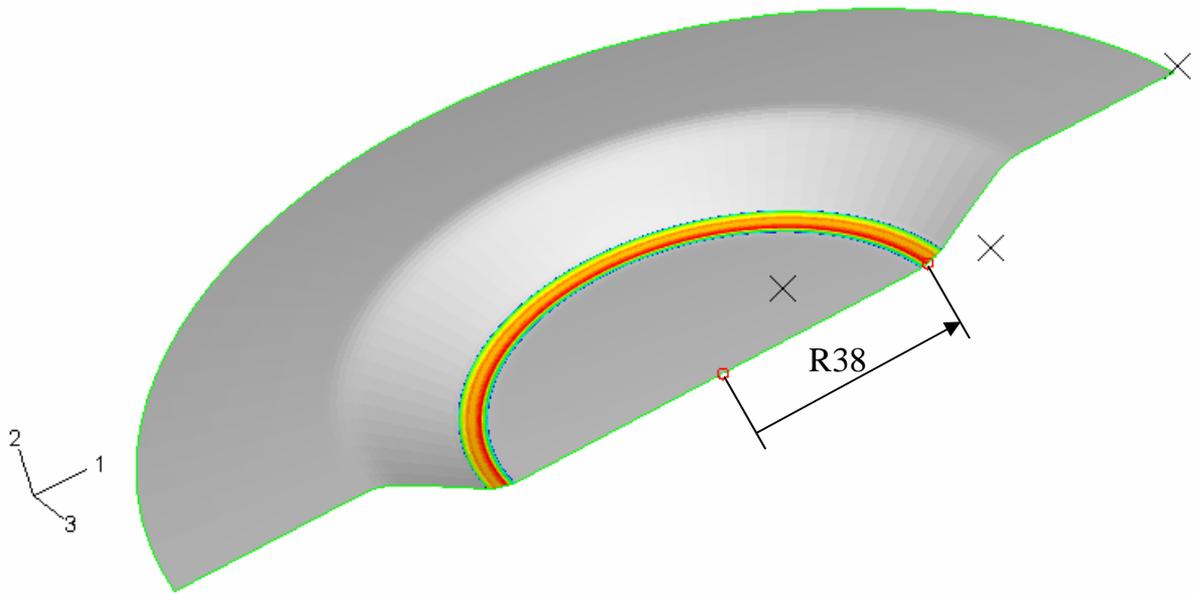


Figure 89. Striction localisée obtenue par la simulation numérique de mise en forme par emboutissage. La zone en rouge correspond à la valeur de la déformation la plus élevée.



Figure 90. Rupture de l'embouti lors de la mise en forme réelle effectuée avec les mêmes conditions que pour la simulation correspondante.

4.3.2.2 Expérience réelle de la mise en forme

L'opération de l'emboutissage simulée dans le paragraphe précédent est réalisée réellement avec les mêmes conditions.

La mise en forme est décomposée en deux pas.

Premier pas

Serrage du flan entre le serre-flan et la matrice. Un effort de 170 000 N est imposé sur le serre flan, ce qui correspond à une pression de 470 bars appliquée par les 8 pistons sur le serre flan (valeurs expérimentales).

Deuxième pas

Déplacement du poinçon avec la vitesse de déplacement de 0,3 mm/s jusqu'à l'apparition de la localisation de déformation dans l'embouti.

Les essais de formage sont effectués à l'aide d'une presse hydraulique d'une capacité de 600 kN (**Figure 91**). Le déplacement du poinçon est assuré par le vérin et une centrale hydraulique. Le pilotage du vérin en vitesse de déplacement constante se fait à l'aide d'un PC et d'un logiciel d'acquisition et de traitement de données (LabView). Ce logiciel enregistre les valeurs de déplacement du poinçon en fonction du temps au cours de l'essai.

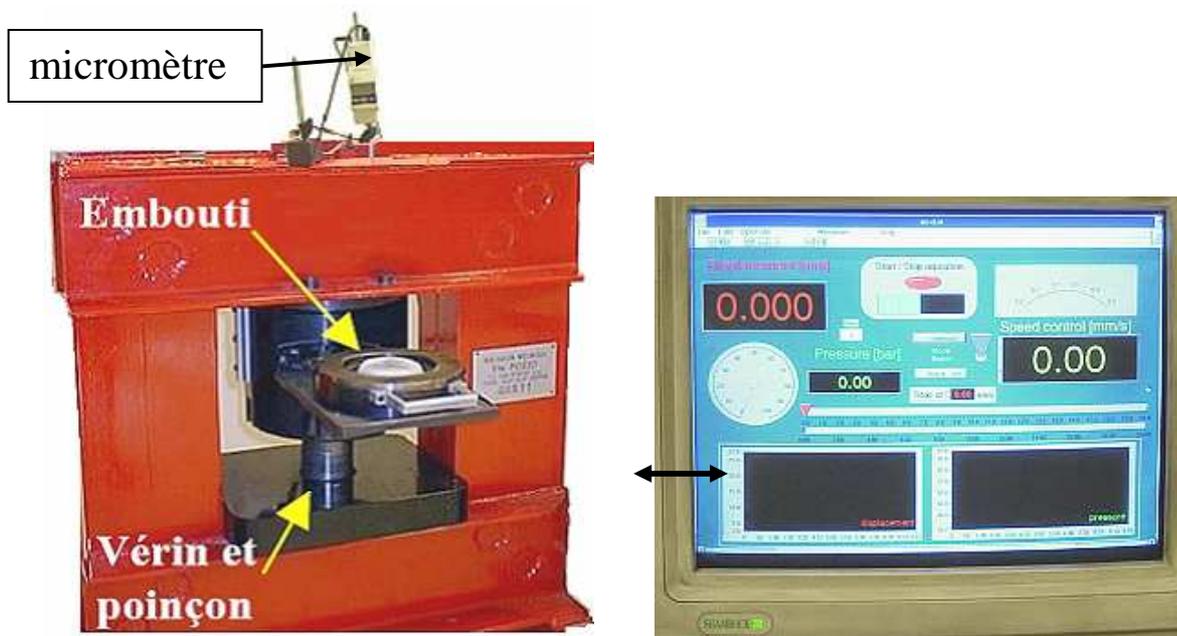


Figure 91. Presse instrumentée hydraulique d'une capacité de 600 kN. Logiciel de pilotage de déplacement du poinçon avec une vitesse constante et de l'acquisition des données lors de l'emboutissage.

Express (**Figure 93**). Le logiciel permet de visualiser les valeurs issues du capteur sous forme de graphique et les enregistre sous forme de fichier Excel.

Ainsi, à partir des données synchronisées et enregistrées lors de l'essai de mise en forme par emboutissage, la courbe force appliquée au poinçon en fonction de son déplacement est déterminée.

Parallèlement à la mesure de la courbe force-déplacement, une mesure du champ de déformation de la surface de la tôle à la fin de la mise à la forme est effectuée. La procédure expérimentale s'appuie sur l'exploitation de la technique de mesure de déformation sur surfaces gauches en utilisant une double numérisation. Un outil de reconstitution tridimensionnelle d'un objet suffisamment texturé observé par les deux capteurs sous deux angles de vues différents (**Figure 94**) faisant appel à la méthode de stéréo corrélation est développé au sein du LMécA par Vacher et Coudert [VAC 03], sous le nom de « Sept D (7D) ». Dans ce type d'analyse, des principes proches de ceux permettant le fonctionnement de la vision humaine sont utilisés.

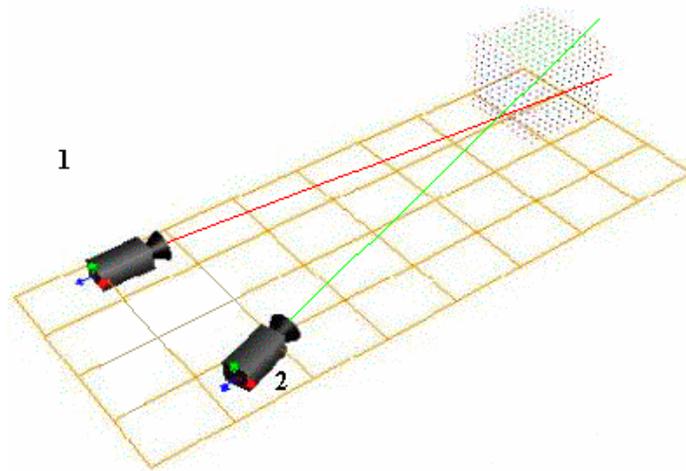


Figure 94. Système stéréoscopique.

Le principe du procédé est le suivant :

- un mouchetis est déposé sur la surface du flan à l'aide de peintures (noire et blanche),
- une première paire d'images du flan avant emboutissage est réalisée à l'aide de deux caméras numériques (**Figure 95, a**),
- une seconde paire d'image du flan déformé après l'emboutissage est réalisée par les caméras (**Figure 95, b**),
- le logiciel « Sept D » traite les deux paires d'images pour reconstruire la géométrie (**Figure 96**) et l'ensemble des déformations (**Figure 97**) du flan.

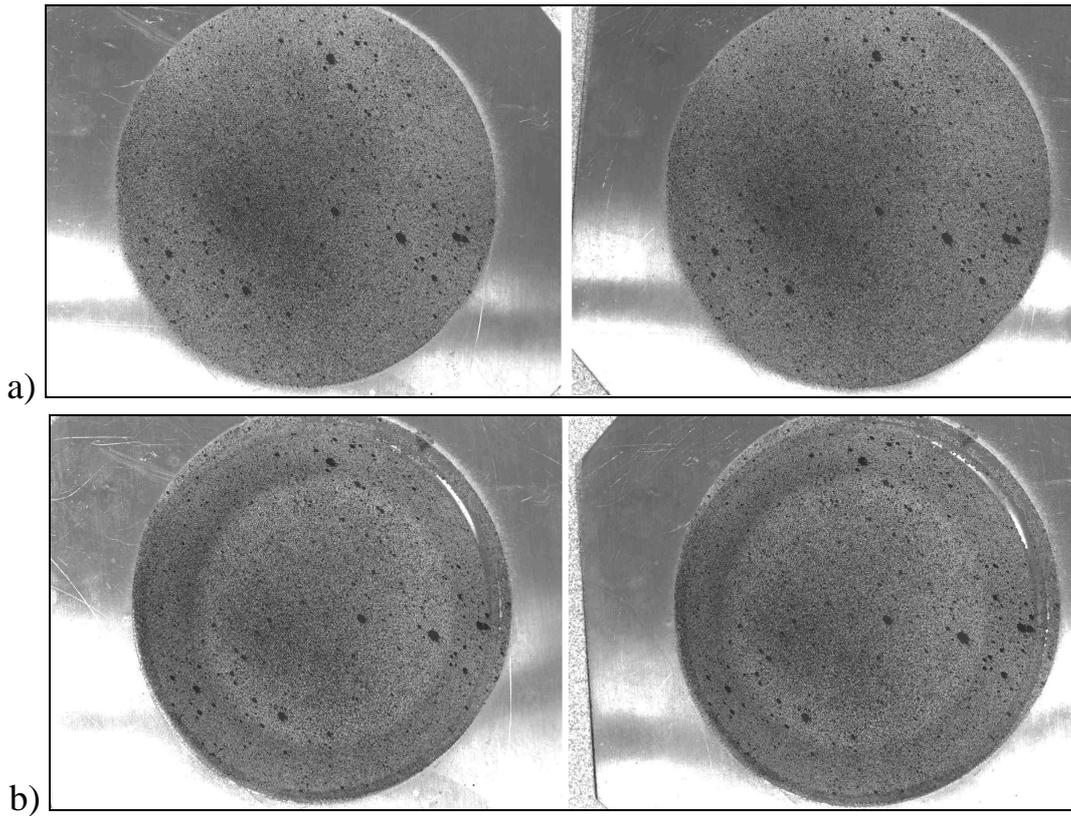


Figure 95. Double paire d'images stéréoscopiques réalisées avant (a) et après (b) la déformation qui est utilisée afin de réaliser une analyse de déformation à la surface d'une pièce emboutie.

Une double numérisation 3D réalisée avant et après déformation permet de calculer les déformations à la surface de pièces non planes. Grâce au premier calcul de stéréocorrélation entre les deux images initiales, la pièce en 3D avant déformation est numérisée. Ensuite, la numérisation 3D de la pièce déformée (**Figure 96**) et le champ des déformations (**Figure 97**) à la fin de l'essai sont obtenus à partir des calculs de corrélation entre l'image de référence et les deux images finales.

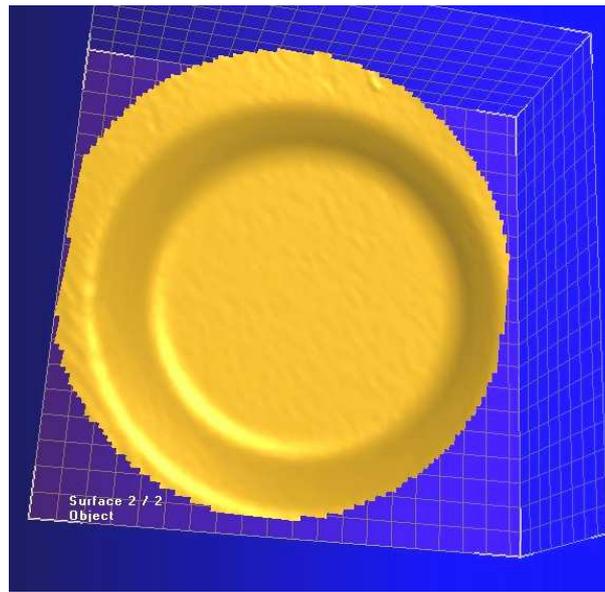


Figure 96. Résultat de la numérisation 3D de l'embouti.

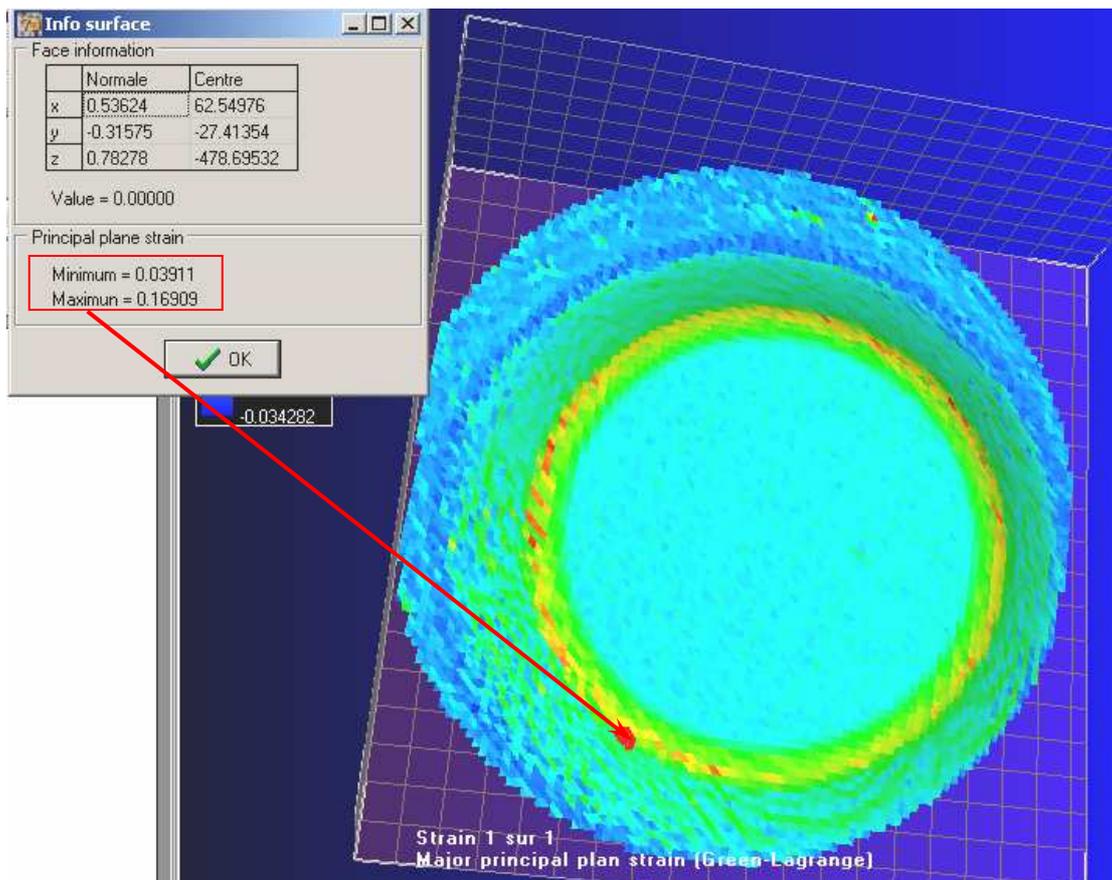


Figure 97. Champ de déformations maximales de Green Lagrange issu de la numérisation 3D.

La cartographie détaillée des déformations à la fin de l'opération d'emboutissage est également accessible sur la simulation (**Figure 98**), donc il est possible de la comparer avec celle obtenue lors de l'expérience réelle.

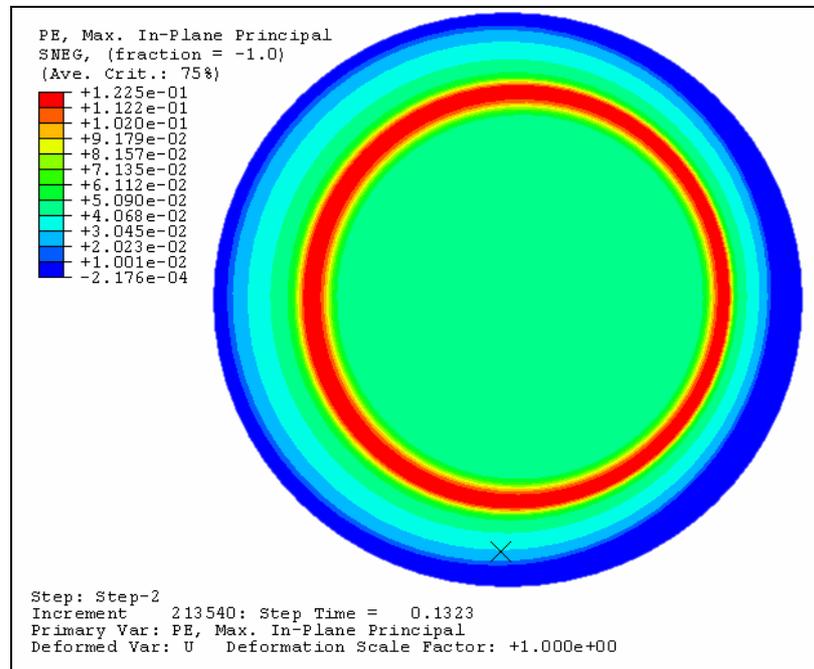


Figure 98. Champ de déformations maximales principales de l'embouti dans le plan de la tôle correspondant au déplacement du poinçon de 10,4 mm (données issues de la simulation numérique).

Comparaison entre les résultats réels et ceux de la simulation numérique.

La **Figure 99** montre la comparaison de la courbe force-déplacement expérimentale avec la courbe calculée par la simulation éléments finis correspondante. Un décalage des résultats est constaté et analysé dans le chapitre suivant.

A partir des courbes force-déplacement données sur la **Figure 99**, l'apparition de la localisation de déformation est déterminée pour le cas de l'essai réel et simulé. Le début de striction correspond au maximum de la courbe force-déplacement. La localisation de la déformation lors de l'essai réel correspond au déplacement du poinçon de 10,4 mm et à la force appliquée de 46 000 N ; par contre, pour l'essai virtuel le phénomène de localisation est établi pour un déplacement du poinçon de 13,4 mm avec la force de 53 000 N.

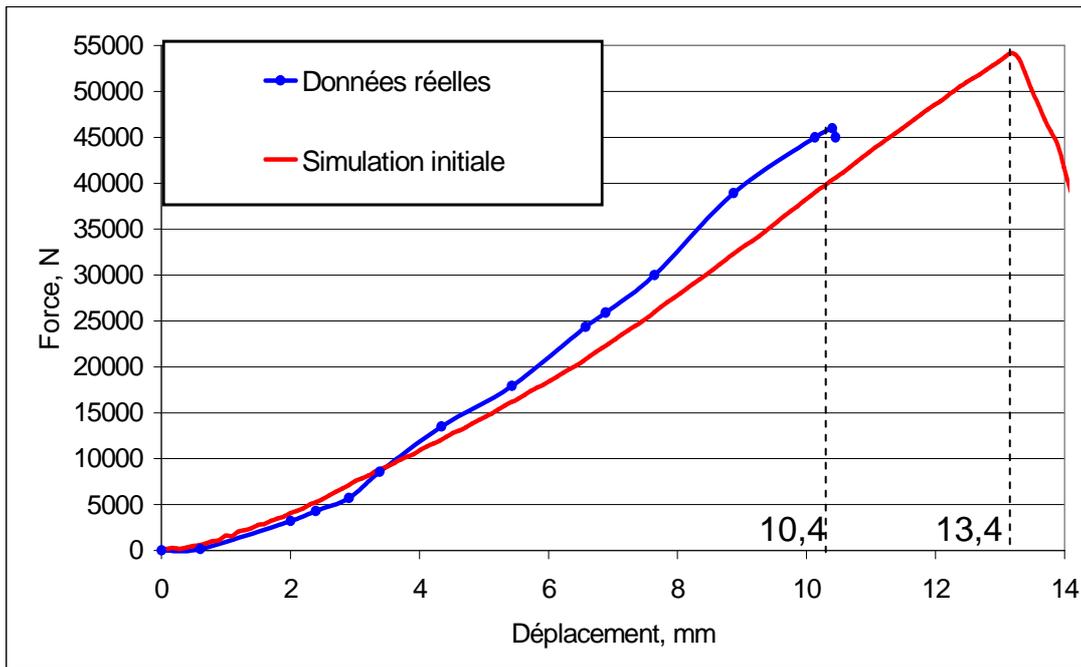


Figure 99. Comparaison des courbes force-déplacement issues des essais réel et virtuel.

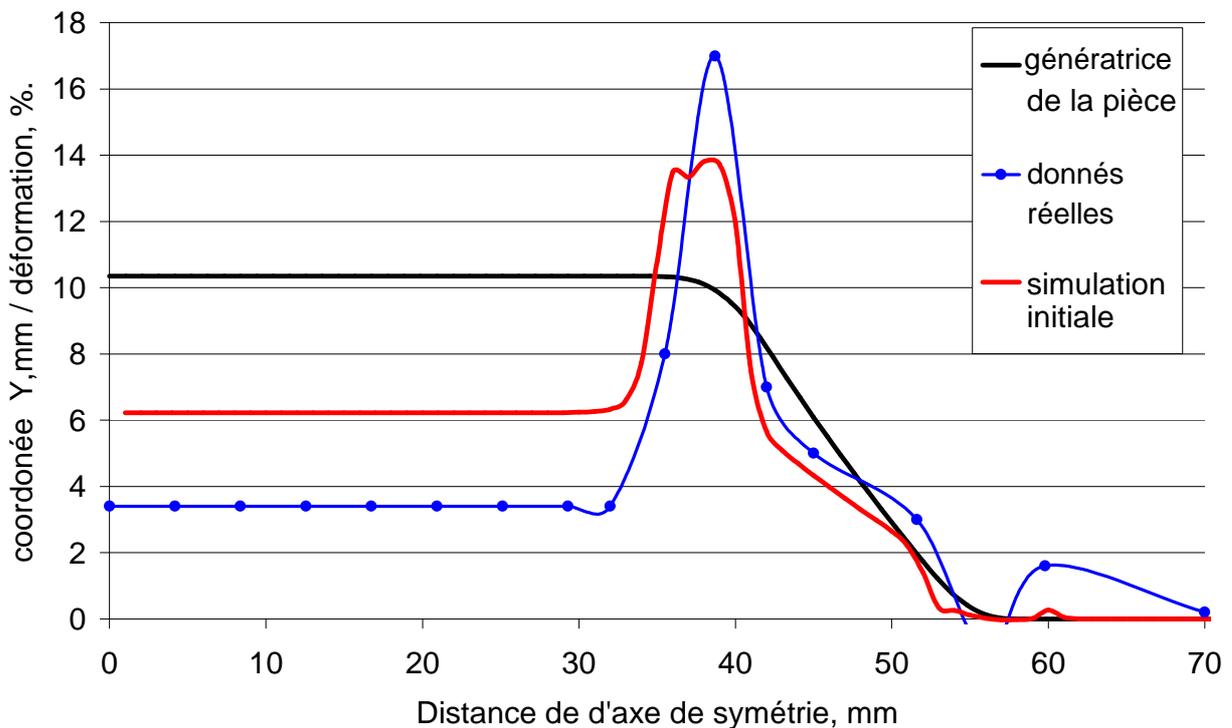


Figure 100. Comparaison des champs de déformation principale maximale le long d'une génératrice de l'embouti axisymétrique pour un déplacement du poinçon de 10,4 mm. Les champs de déformation sont issus de l'expérience réelle et de la simulation éléments finis (alliage Al6061T4).

La **Figure 100** compare les champs de déformations le long d'une génératrice issus de l'expérience réelle et de la simulation éléments finis pour un déplacement du poinçon de 10,4 mm. Cette comparaison montre également le décalage des résultats : la déformation plane maximale réelle sur le fond de la pièce est de 3,4 %, tandis que la simulation donne la valeur correspondante de 6,2%. Dans la zone de localisation, la déformation principale maximale réelle atteint 17 %, la valeur simulée est de 13,8 %.

Conclusion.

Il existe de nombreuses façons d'aborder la localisation tant sur le plan expérimental que sur le plan modélisation. Plusieurs points s'opposent à une utilisation pratique de ces critères dans le cadre de la simulation numérique :

- différences de points de vue sur le phénomène,
- complexité des critères,
- absence de critères déjà implantés dans les codes de calcul.

Les outils actuels d'analyse d'images donnent les moyens d'aborder la localisation diffuse avec une perspective nouvelle et simple, qui met en avant les décharges élastiques qui se produisent lors de l'apparition de la localisation. Ce travail confirme ainsi une étude qui avait abordé ce sujet de façon ponctuelle et montre l'intérêt pratique de la méthode.

La simulation numérique produit suffisamment d'informations pour déterminer s'il y a localisation durant le calcul. La méthode de prédiction d'apparition de la localisation lors de la mise en forme fondée sur la décharge des éléments situés hors de la zone de localisation est efficace.

La détermination du déclenchement de la localisation est relativement précise dans le cas d'un essai de traction uniaxiale sur une éprouvette.

Par contre, la simulation de la mise en forme d'une pièce axisymétrique qui impose des modes de déformation différents de ceux correspondant à l'identification ne peut pas être complètement validée. L'apparition de la striction est détectée lors de la simulation, mais ne correspond pas à la valeur expérimentale. Il y a un écart non négligeable sur le moment d'apparition de la localisation de la déformation.

Une analyse complète des sources du décalage observé entre les résultats expérimentaux et les prévisions numériques est exposée dans le chapitre suivant.

Le Chapitre 5 propose des méthodes d'optimisation des paramètres de la simulation à partir du présent essai afin de rendre le calcul éléments finis encore plus fiable et réaliste.

5 Chapitre 5. Optimisation des paramètres des lois de comportement et des paramètres du procédé d'emboutissage sur des essais hétérogènes

Introduction

Au fil de l'étude présentée, il est montré qu'en prenant certaines précautions relativement élémentaires, on est en mesure de reproduire finalement assez correctement avec une simulation éléments finis une opération de mise en forme simple y compris les phénomènes de retour élastique et d'apparition de la localisation de déformation. La précision des résultats est directement contrôlée par l'identification précise des lois de comportement. Jusqu'à présent, cette identification est menée essentiellement à partir de l'essai de traction.

Cependant, comme le montre l'exemple de la mise en forme d'une pièce axisymétrique présenté dans le chapitre précédent, les prédictions numériques restent éloignées de la réalité expérimentale.

D'où vient cet écart entre les résultats réels et ceux issus de la simulation ? La précision des résultats d'une simulation est affectée à plusieurs niveaux.

La qualité de la modélisation des phénomènes se produisant lors de la mise en forme, comme par exemple, la plasticité ou le frottement a une première incidence capitale. Les modèles de comportement des matériaux n'ont pas la versatilité suffisante pour rendre compte à la fois des essais utilisés pour l'identification et des situations complexes provoquées lors de l'emboutissage.

Le second niveau est directement lié à la technique des éléments finis. Par exemple, les choix du type d'éléments finis et du mode de calcul (explicite ou implicite) ont un impact direct sur les résultats.

Les raisons évoquées ci-dessus conduisent finalement à un décalage notable entre les résultats expérimentaux et ceux obtenus par la simulation dès l'instant où les cas à traiter deviennent plus compliqués.

Dans le premier paragraphe, est présentée une analyse détaillée des sources des écarts entre les résultats expérimentaux et les prévisions numériques correspondantes pour l'exemple étudié dans le chapitre précédent. Ainsi, la liste des paramètres du modèle de la simulation (paramètres d'entrée) qui ont des impacts significatifs sur les résultats de l'essai est définie.

Compte tenu de l'impact du choix du mode de simulation sur les résultats numériques, toutes les simulations de mise en forme sont effectuées sur la même base de calcul (même version du logiciel, même type d'éléments ...).

Dans le but d'optimiser une simulation numérique et de la rendre plus juste et plus réaliste, dans ce chapitre est proposée une procédure pour tirer le meilleur parti de la combinaison identification / loi de comportement / code éléments finis. L'identification des paramètres du modèle de comportement plastique est menée en exploitant les informations d'essais hétérogènes proches du cas réel à simuler.

La méthode est fondée sur la recherche des valeurs des paramètres du modèle du comportement plastique qui donnent les résultats numériques les plus comparables aux résultats expérimentaux. On valide cette technique sur l'exemple de la mise en forme d'une pièce axisymétrique déjà étudié.

Une conclusion sur la méthode d'optimisation proposée termine le chapitre.

5.1 L'influence des paramètres du modèle de la simulation sur les résultats

Ce paragraphe recense les paramètres utilisés lors de la simulation éléments finis qui ont un impact important sur les résultats du calcul numérique.

5.1.1 Paramètres du modèle de loi de comportement du matériau

Les résultats du calcul par éléments finis sont conditionnés par la modélisation retenue pour restituer le comportement du matériau. Pour identifier la courbe de référence qui relie la contrainte équivalente avec la déformation équivalente, on s'appuie traditionnellement sur les données issues de l'essai de traction. Cette contrainte équivalente est utilisée dans la plupart des modèles standards choisis pour la simulation d'opérations d'emboutissage.

Elle constitue, selon les hypothèses traditionnelles utilisées pour la modélisation de la plasticité, un paramètre dont l'évolution est utilisée pour mesurer l'écrouissage plastique.

Le concept de contrainte équivalente repose sur un postulat qui implique que la courbe de référence est unique quel que soit le mode de sollicitation appliqué au matériau.

En identifiant la courbe en traction, on suppose ainsi que l'on peut l'utiliser pour calculer l'évolution de la contrainte pour n'importe quel type de déformation.

Des essais mécaniques différents amènent néanmoins des courbes différentes et on comprend alors, que l'utilisation de la courbe de référence identifiée en traction

causera forcément des distorsions lorsqu'elle est utilisée pour simuler des cas impliquant des modes de déformation différents. Par exemple, pour le cas de la mise en forme de la pièce axisymétrique étudiée ici, le mode de déformation principal est l'expansion (**Figure 101**).

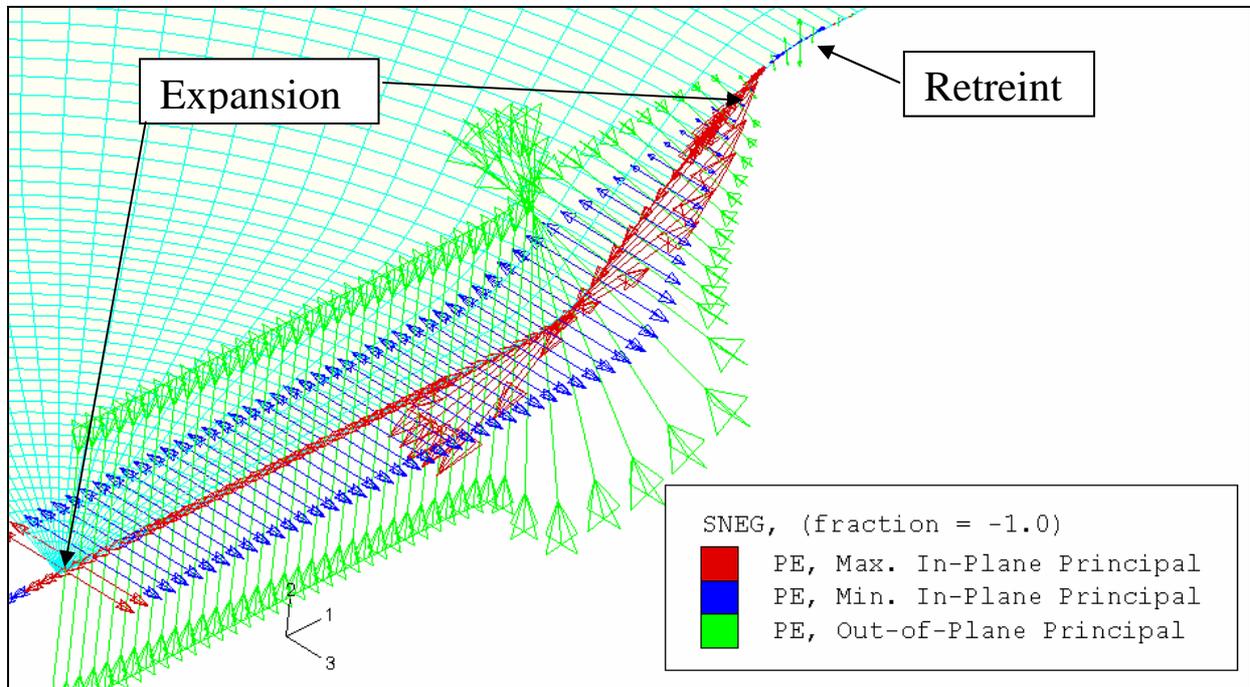


Figure 101. Visualisation des déformations principales le long d'une génératrice obtenues par la simulation éléments finis de la mise en forme (pour un déplacement du poinçon de 9,5 mm).

Une possibilité est alors d'utiliser un modèle plus sophistiqué comme ceux développés dans les centres de recherche mais pas disponibles dans la plupart des codes EF utilisés pour la mise au point d'opérations d'emboutissage. Cette idée s'oppose cependant à l'idée de mettre des outils simples à disposition des entreprises cherchant à optimiser simplement des opérations d'emboutissage.

Un autre traitement est proposé ici qui consiste à conserver le modèle disponible et en tirer le meilleur parti en oubliant le sens premier de la courbe de référence qui implique sa détermination à partir d'un essai de traction.

Donc, pour mettre au point une simulation la mise en forme complexe, impliquant le même mode de déformation, il faut optimiser les paramètres de la courbe de référence à partir de résultats expérimentaux liés à cet essai (déformation, contrainte).

Une description analytique convenable de la courbe de référence pour l'alliage de l'aluminium Al6061T4 est présentée dans le Chapitre 2 : c'est le modèle de Voce :

$$\sigma = \sigma_0 + (\sigma_{\max} - \sigma_0)(1 - \exp(-b\varepsilon)) \quad (44)$$

Les paramètres identifiés sur l'essai de traction sont les suivants :

- $\sigma_0=182$ MPa, la limite d'élasticité,
- $\sigma_{\max}=333$ MPa, la contrainte de saturation,
- $b=12,8$, un paramètre matériau.

Ainsi, il y a trois paramètres matériau sur lesquels on peut agir lors de l'optimisation du modèle : la limite d'élasticité σ_0 , la contrainte de saturation σ_{\max} et le paramètre matériau b qui caractérise la courbure.

5.1.2 Paramètres de l'anisotropie du matériau

Dans l'exemple présenté dans le chapitre précédent, la simulation éléments finis de la mise en forme de l'alliage d'aluminium Al6061T4 supposé avoir un comportement isotrope transverse a été effectuée.

Donc, l'anisotropie du matériau est caractérisé par un seul coefficient d'anisotropie R , correspondant au coefficient de Lankford.

Le critère quadratique isotrope transverse de Hill [Hil 48] est utilisé pour modéliser la plasticité anisotrope de l'alliage Al6061T4. Le modèle quadratique de Hill est un modèle très utilisé dans les codes commerciaux de calculs éléments finis pour sa simplicité.

La valeur du coefficient d'anisotropie normale ($R=0,64$) a été déterminée à partir des essais de traction interprétés comme homogènes. Cette hypothèse représente une forte approximation car l'essai de traction est réellement hétérogène, même au centre de l'éprouvette.

L'identification classique des coefficients d'anisotropie à partir de cet essai conduit donc à des résultats, parfois erronés.

Pourtant, il est très important d'avoir une bonne précision par rapport à cette valeur. Dans le cas de l'expansion, la prévision numérique des distributions de déformations est conditionnée par les paramètres décrivant le comportement anisotrope de la tôle et le frottement avec les outils.

Comme le montre la **Figure 102**, l'ellipse du modèle initial de Von Mises est allongée suivant son grand axe quand le coefficient d'anisotropie augmente. Donc, plus R est grand, plus la limite d'élasticité en expansion croît. En revanche, la limite d'écoulement est abaissée en cisaillement. Les différences de limite d'élasticité induites par le mode de déformation et influencées par l'anisotropie du matériau justifient la nécessité de bien tenir compte de ce phénomène dans les calculs éléments finis du procédé d'emboutissage.

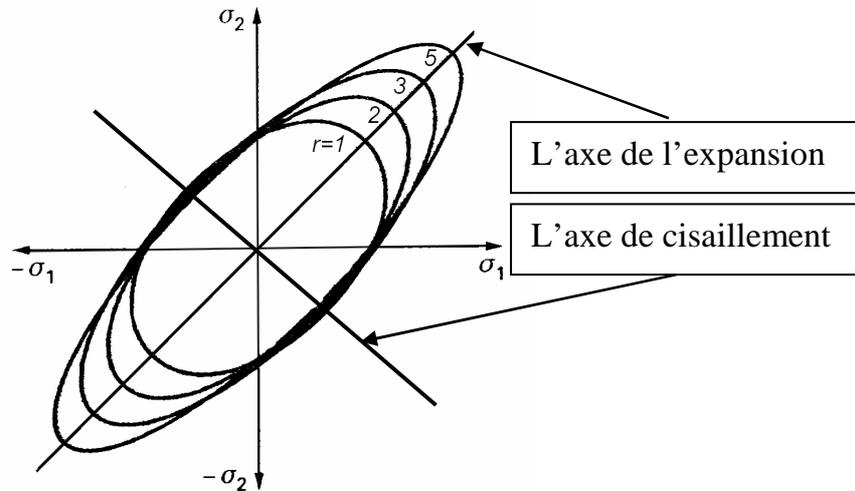


Figure 102. L'influence du coefficient d'anisotropie normale sur la surface de charge (d'après [Col 02]).

Le modèle quadratique de Hill est relativement facile à identifier et à utiliser mais il ne décrit pas parfaitement la surface de plasticité. Le critère quadratique de Hill introduit notamment une distorsion par rapport au comportement réel pour certains alliages d'aluminium et surtout ceux qui possèdent des coefficients d'anisotropie inférieurs à un (le coefficient d'anisotropie de l'alliage Al6061T4=0,64 !). La **Figure 103** montre un tel exemple, notamment une comparaison entre la prédiction de la surface de charge à partir du critère quadratique de Hill dans une version isotrope transverse (1948) et les résultats expérimentaux pour deux métaux.

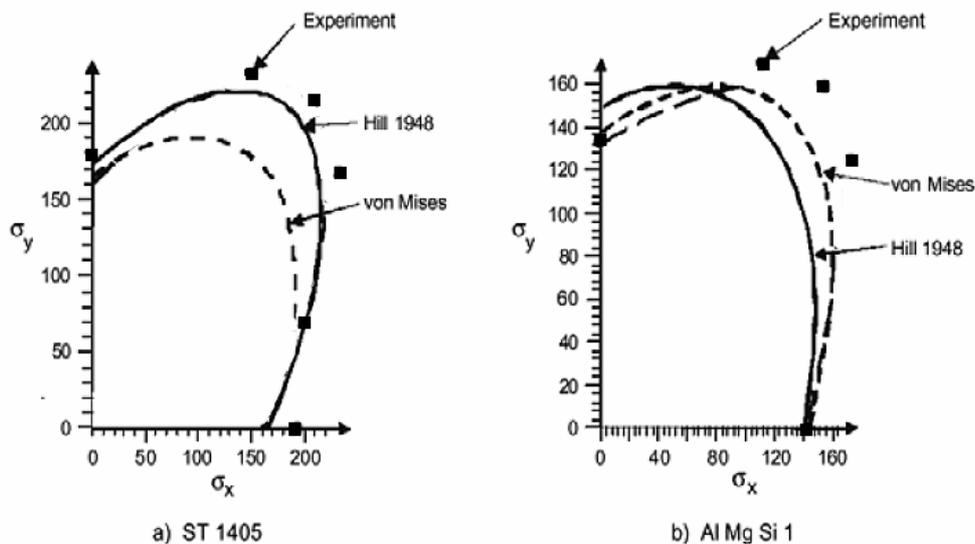


Figure 103. Comparaison de la prédiction de deux critères : Von Mises et Hill 1948 avec des résultats expérimentaux (d'après [Ban 97]).

Par conséquent, différents critères ont été proposés pour mieux prévoir le comportement des matériaux, par exemple, les critères de Hill [Hil 79, Hil 93], de Hosford [Hos 79], de Barlat [Bar 87] et de Ferron et Moreira [Mor 01].

L'incidence du choix du critère de plasticité sur les résultats de simulations numériques est relatée dans les travaux de Moreira et Ferron [Mor 01]. Les matériaux à isotropie transverse sont décrits par des surfaces de charge représentées sur la **Figure 104** dans l'espace des contraintes principales (σ_1, σ_2) normalisées par la limite élastique en traction équi-biaxiale (σ_b). Ces surfaces ont été calculées à partir du critère de Hill quadratique (1948) et de Ferron et al. (1994) en faisant varier le coefficient d'anisotropie normale R pour la loi de comportement avec l'écroutissage isotrope de l'acier doux [Kni 89].

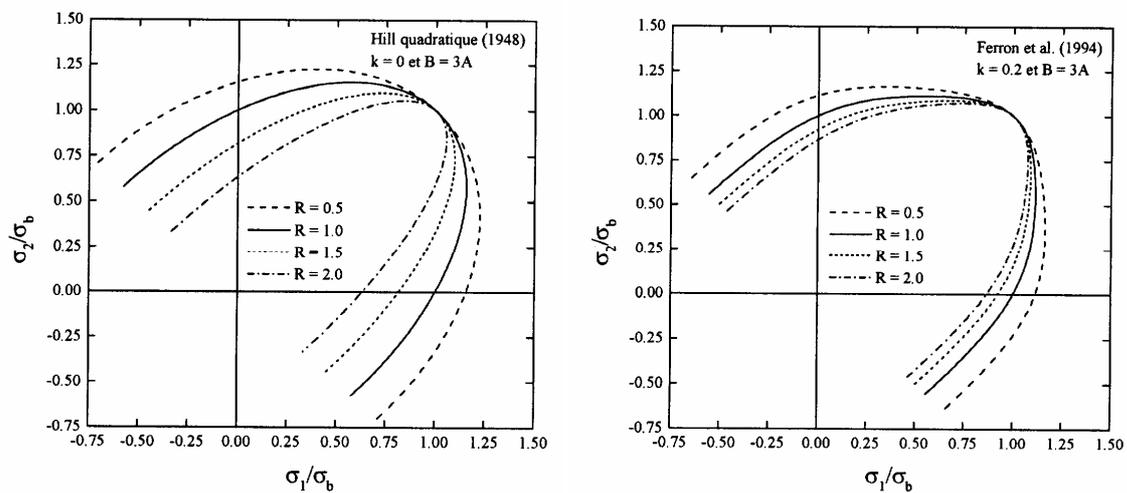
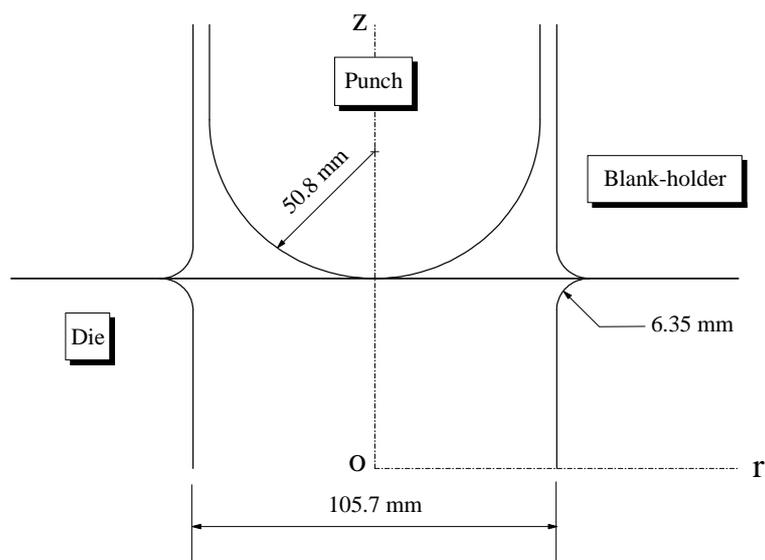


Figure 104. Surfaces de charge tracées dans l'espace des contraintes principales (σ_1, σ_2) normalisées par la limite élastique en traction équi-biaxiale (σ_b) déterminées en fonction de la valeur d'anisotropie normale R à partir des critères de (a) Hill quadratique (1948) et de (b) Ferron et al. (1994).

Les auteurs ont effectué pour ces matériaux les simulations éléments finis (logiciel Abaqus, version implicite) de l'essai d'expansion par poinçonnement hémisphérique, dont l'outillage est schématisé sur la **Figure 105**.



Conditions de l'essai :

- la course de poinçon est de 32,5 mm,
- le coefficient de frottement entre l'outillage et le flan est de 0,1.

Figure 105. Dimensions et conditions de l'essai par poinçonnement hémisphérique.

La **Figure 106** (a) et (b) compare les distributions de déformations radiales obtenues par simulation avec les critères de Hill quadratique (1948) et de Ferron et al. (1994) respectivement. Cette comparaison montre que l'impact du critère de plasticité et du coefficient d'anisotropie normale sur les résultats de la simulation est important.

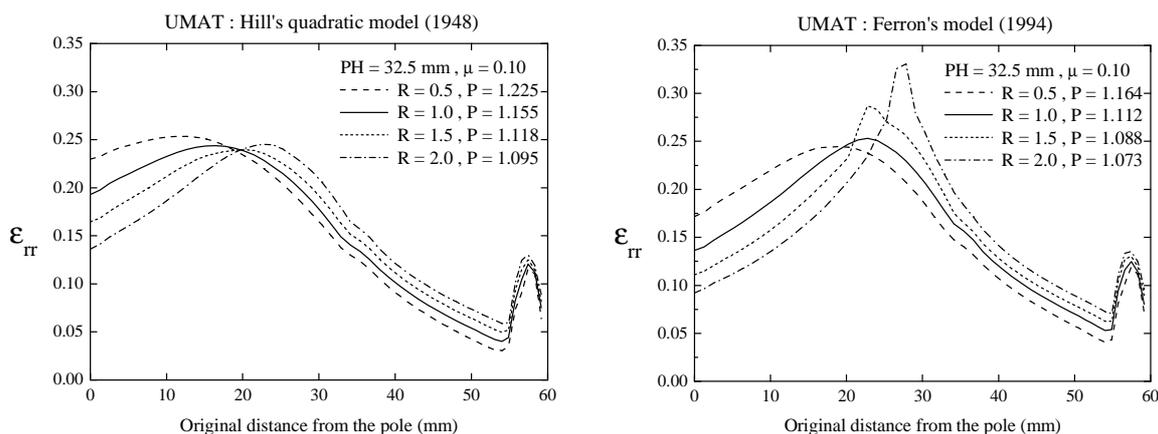


Figure 106. Prévisions numériques des distributions de déformation radiales déterminées en fonction du coefficient d'anisotropie normale R avec le critère de (a) Hill quadratique (1948) et de (b) Ferron et al. (1994).

Ainsi, compte tenu de l'importance du coefficient d'anisotropie normale R et de l'incertitude sur les précisions de sa valeur et du modèle de plasticité anisotrope quadratique de Hill utilisé, il est nécessaire d'ajuster la valeur du coefficient R pour obtenir une restitution adéquate de l'état de déformation.

5.1.3 Coefficients de frottement.

Le contact entre métal et outil joue un rôle important lors de la mise en forme des produits plats. L'état de surface des outils et la nature de la lubrification ont une influence très significative sur le déroulement de l'emboutissage. Le frottement à l'échelle macroscopique est un phénomène complexe, qui n'est jamais assimilable à un processus simple ou à une succession de processus simples.

Pourtant, pour les calculs éléments finis classiques, ce phénomène de frottement est modélisé par la loi de Colomb, qui fournit un modèle linéaire et qui nécessite l'identification d'un coefficient unique de frottement entre deux surfaces.

Pour modéliser le phénomène de frottement lors de la mise au point de la simulation numérique de la mise en forme par emboutissage présentée dans le Chapitre 4, paragraphe 4.3.2.1, deux coefficients de frottement sont déterminés. Le coefficient $f_1=0,1$ caractérise le frottement entre le poinçon et le flan. Le coefficient $f_2=0,2$ sert à décrire ce phénomène pour les contacts entre la matrice, le serre flan et la tôle.

Les valeurs de ces coefficients de frottement restent constantes lors du calcul éléments finis. Par contre, dans la réalité, ce n'est pas le cas.

Il faut souligner, que même la loi de Coulomb définit deux coefficients de frottement : statique (adhérence) et dynamique (lors de glissement). Le coefficient de frottement dynamique est généralement inférieur au coefficient statique. Donc, normalement, il faudrait prévoir lors d'une simulation numérique une transition d'un coefficient statique au coefficient dynamique lors de changements des conditions aux limites.

Ensuite, les résultats expérimentaux montrent, que le coefficient de frottement dépend faiblement de la vitesse de glissement de la tôle par rapport à la surface de l'outillage, mais fortement de la pression de contact (**Figure 107**). C'est un constat important car dans l'exemple de la mise en forme traité dans ce chapitre la pression de contact dans certaines zones varie lors de l'essai de 0 à 50 MPa (environ 500 bars), comme le montre la **Figure 108**.

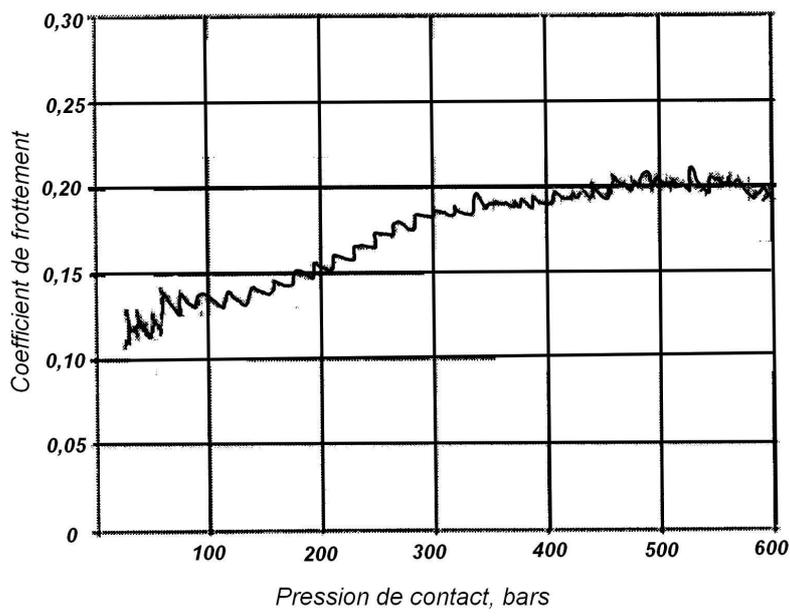


Figure 107. Influence de la pression de contact sur le comportement tribologique d'après Usinor Auto [Usi 05] (revêtement A avec huile).

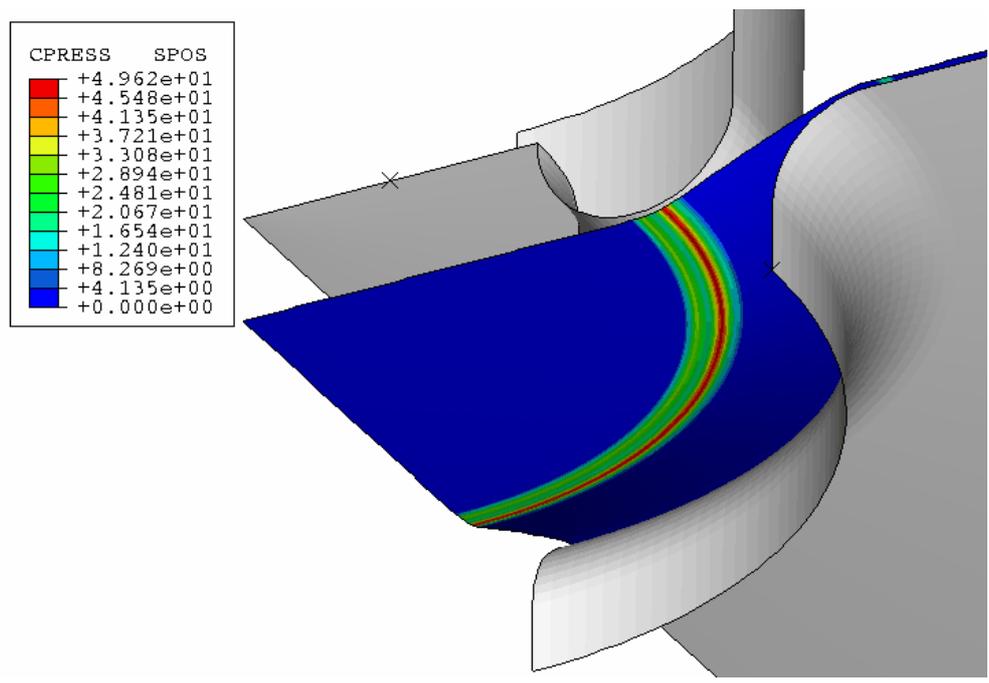


Figure 108. La pression de contact entre la tôle et le poinçon lors de la mise en forme par l'emboutissage (descente du poinçon de 9 mm).

Les chercheurs, notamment les participants de la Commission Française d'Emboutissage (octobre 2000) proposent des lois de frottement évolutives, qui

prennent en compte l'impact de la pression de contact et de la vitesse de glissement sur les comportements tribologiques.

Mais dans le cadre industriel, l'objectif est d'utiliser des modélisations simples disponibles par défaut dans les codes commerciaux. La simplification de la description du phénomène de frottement employée dans le présent travail afin d'alléger des calculs numériques conduit à la diminution de la précision des résultats des simulations. Donc, pour compenser l'imprécision, il faut ajuster la valeur du coefficient de frottement afin d'obtenir les simulations les plus réalistes possible.

Conclusion

Les paramètres importants des modèles utilisés dans la simulation numérique sont donnés dans ce paragraphe. Les simplifications faites lors de la modélisation des lois de comportement et du phénomène de frottement pour effectuer une simulation numérique engendrent nécessairement des dispersions sur les résultats. Les effets des facteurs cités se cumulent.

Pour résoudre les problèmes évoqués et pour améliorer la simulation de l'opération de l'emboutissage, une méthode d'identification pragmatique des paramètres du modèle de simulation est proposée dans le paragraphe suivant.

5.2 Méthode d'optimisation des paramètres du modèle de la simulation à l'aide des Réseaux de Neurones

Ce paragraphe présente une méthode pour améliorer la qualité des résultats fondée sur la recherche des coefficients matériaux et de frottement qui minimisent l'écart entre les résultats obtenus expérimentalement et ceux obtenus par simulations d'opérations d'emboutissage.

Les notions de base nécessaires pour savoir construire, programmer et effectuer l'apprentissage d'un réseau de neurones sont données au début de ce paragraphe. Ensuite, sont décrits les principes de la méthode d'optimisation proposée.

Ensuite, la méthode de Réseaux de Neurones (RN) est appliquée pour identifier les paramètres des lois de comportement et les valeurs des coefficients de frottement pour le cas concret de la mise en forme étudiée. Les procédés de construction de plan d'expériences, d'apprentissage du Réseau de Neurones et de l'optimisation des paramètres à l'aide du Réseau formé sont détaillés.

La procédure de validation de l'optimisation et une conclusion terminent le paragraphe.

5.2.1 Présentation des Réseaux de Neurones. Notions de base.

Les réseaux de neurones sont des outils de traitement statistique des données ainsi que de modélisation, simulation et optimisation de procédés non-linéaires.

Les applications couvrent tous les domaines où l'on retrouve des chiffres et des phénomènes non-linéaires : physique, chimie, biologie, mécanique, astronomie, logistique, systèmes d'informations géographiques, marketing, finance. Notamment, les réseaux de neurones ont apporté des solutions efficaces et élégantes dans les diverses applications : reconnaissance de formes, formulation de matériaux nouveaux, modélisation de procédés industriels, robotique, commande de processus etc.

L'étude bibliographique montre que les chercheurs portent un grand intérêt pour l'application de méthodes fondées sur l'utilisation de réseaux de neurones dans le domaine de prédiction et de minimisation de l'effet du retour élastique lors de l'opération d'emboutissage ([Elk 99], [Dun 96], [Ina 00], [Kim 99], [Lie 02]).

Les autres chercheurs proposent d'utiliser les possibilités du réseau de neurones pour effectuer un pilotage de la force de serrage de la tôle au cours de la mise en forme par pliage, afin d'obtenir la géométrie ciblée de l'embouti compte tenu du retour élastique ([Vis 03], [Sun 96], [Kin 00], [Ruf 98]).

Dans les travaux de Manabe et al. [Man 98], le réseau de neurones est employé afin d'ajuster des valeurs des paramètres des matériaux et du coefficient de frottement dans les modèles du critère de striction à partir de la courbe limite de formage expérimentale.

Les méthodes d'application du réseau de neurones sont prometteuses, pourtant, pour l'instant, elles ne sont pas généralisées dans le milieu industriel. D'ailleurs, la pénétration des techniques de réseaux de neurones dans l'industrie et la finance en France est inférieure à celle des Etats-Unis, Grande-Bretagne et des pays du nord de l'Europe (d'après [Dre 04]).

Dans le but de valoriser cette méthode, une application pratique du réseau de neurones afin d'identifier des paramètres du matériau et des coefficients de frottement à partir de l'essai hétérogène est décrite dans la partie suivante.

Un réseau de neurones (ou *Artificial Neural Network* en anglais) est un modèle de calcul dont la conception est très schématiquement inspirée du fonctionnement de vrais neurones (humains ou non).

Les premiers travaux sur les réseaux de neurones ont été présentés par les neurologues McCulloch et Pitts [McCul 43]. Dans leur article publié en 1943 : « *What the frog's eye tells to the frog's brain* », les auteurs tentent de comprendre le fonctionnement du

système nerveux à partir d'unités ayant les propriétés des neurones connus à cette époque. Ils constituèrent un modèle simplifié de neurone biologique.

Le modèle d'un neurone est représenté graphiquement sur la **Figure 109**.

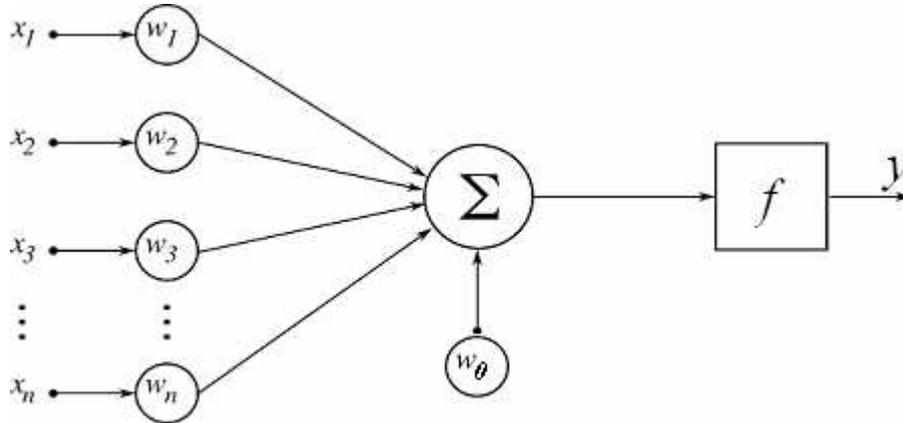


Figure 109. Le modèle d'un neurone réalisé comme une fonction non linéaire bornée.

Les variables x_1, x_2, \dots, x_n sont les entrées du neurone et y est la valeur de la fonction de sortie. Les paramètres w_1, w_2, \dots, w_n , souvent désignés sous le nom de «poids», sont attachés aux entrées du neurone. La sortie du neurone y est une fonction f non linéaire d'une combinaison des entrées $\{x_i\}$ pondérées par les paramètres $\{w_i\}$, à laquelle s'ajoute un terme constant w_0 . La fonction f est une fonction tangente hyperbolique (sigmoïde). Ainsi, la sortie d'un neurone a pour équation :

$$y = th \left[w_0 + \sum_{i=1}^{i=n} w_i x_i \right] \quad (45)$$

Un neurone réalise simplement une fonction non linéaire, paramétrée, de ses variables d'entrée.

L'intérêt particulier des neurones réside dans les propriétés qui résultent de leur association en réseaux, c'est-à-dire de la composition des fonctions non linéaires réalisées par chacun des neurones.

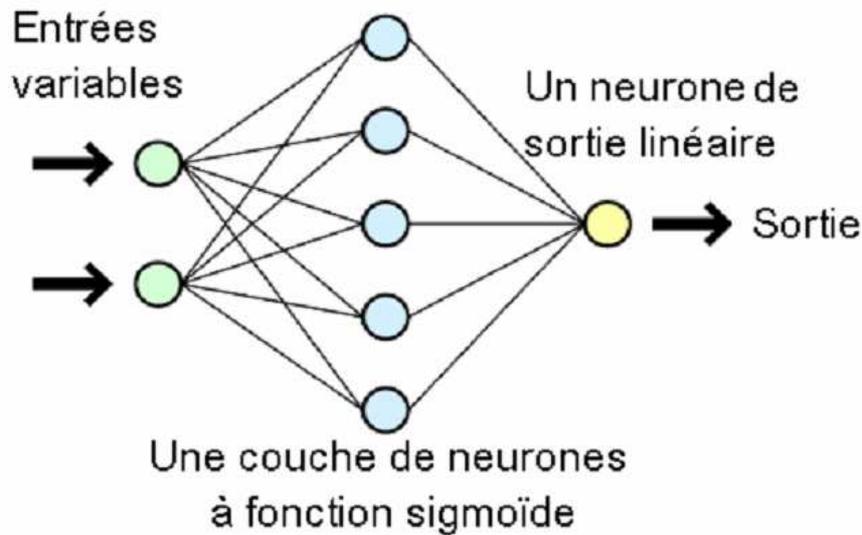


Figure 110. Vue simplifiée d'un réseau artificiel de neurones.

Sur la **Figure 110** est présenté un des modèles de réseaux de neurones, notamment, le réseau de neurones non bouclé à plusieurs entrées, avec une couche de neurones cachés à fonction d'activation sigmoïde et un neurone de sortie linéaire. Le résultat de ce modèle est une combinaison linéaire de fonctions. Selon Hornik [Hor 91], ce type de réseaux de neurones est bien adapté à une application telle que l'optimisation des paramètres du modèle. Ainsi, ce modèle du réseau de neurones est retenu ici afin d'optimiser les paramètres du modèle de la simulation pour avoir les résultats issus de la simulation proches des résultats expérimentaux.

Le premier pas pour modéliser le processus en utilisant le réseau de neurones consiste à effectuer un apprentissage supervisé. Au cours de l'apprentissage, les paramètres internes du réseau sont ajustés, à partir d'exemples, pour que celui-ci reproduise la relation non linéaire qui existe entre les entrées et les sorties (**Figure 111**).

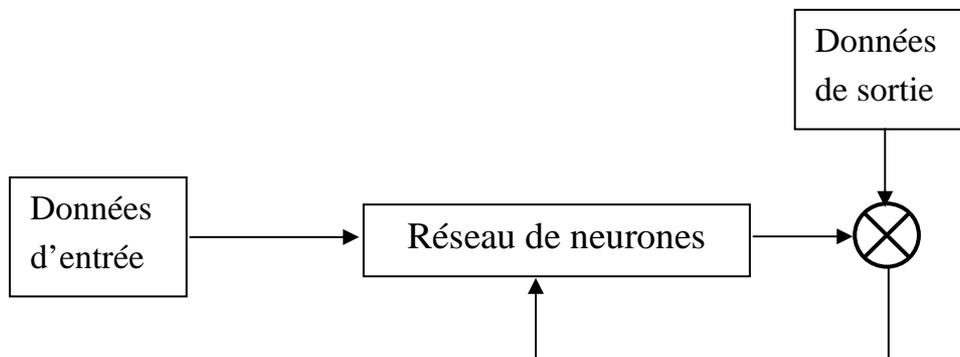


Figure 111. Schéma de l'apprentissage du réseau de neurones.

L'apprentissage numérique poursuit un objectif : à l'aide d'une procédure numérique programmée et exécutée sur un ordinateur, déterminer le modèle d'un processus, qui permet ensuite de faire des *prédictions* concernant le comportement de celui-ci.

La notion d'apprentissage recouvre deux réalités successives :

- mémorisation, le fait d'assimiler sous une forme mathématique des exemples donnés ;
- généralisation, le fait d'être capable, grâce aux exemples appris, de traiter des exemples encore non rencontrés, mais similaires.

À l'opposé des méthodes traditionnelles de résolution informatique, on ne doit pas construire un programme pas à pas en fonction de la compréhension de celui-ci. On n'a aucune idée *a priori* sur le modèle : une forme d'équation est choisie aussi générale que possible, et l'on ajuste les paramètres de cette équation de manière à lui donner la meilleure capacité de *généralisation* possible. Les paramètres les plus importants de ce modèle sont les coefficients internes. Ce sont eux qui construisent le modèle de résolution en fonction des informations données au réseau.

En ce qui concerne le nombre de neurones cachés dans la couche interne, il n'existe pas à l'heure actuelle de résultat théorique pour calculer le nombre de neurones nécessaires pour obtenir une performance spécifiée du modèle, à partir du nombre de données disponibles. Il faut donc nécessairement mettre en œuvre une procédure afin de concevoir le modèle.

Le but à atteindre est non seulement que la fonction réalisée par le réseau de neurones passe « le plus près possible », au sens des moindres carrés, des points utilisés, mais également qu'il soit capable de généraliser le problème de manière satisfaisante. Si le réseau de neurones possède un nombre excessif de paramètres, en raison d'un nombre excessif de neurones cachés dans la couche, sa sortie peut passer avec une très grande précision par tous les points d'apprentissage, mais fournir des résultats dépourvus de signification entre ces points ; s'il possède un nombre de paramètres trop restreint, le modèle n'est pas suffisamment riche pour rendre compte de la complexité de la fonction inconnue. Ce dilemme est le problème essentiel que doit affronter le concepteur de modèles.

Pour exemple, la **Figure 112** présente le résultat de l'apprentissage, à partir des mêmes points de mesure, de deux réseaux à une couche de neurones à fonction d'activation sigmoïde [Dre 04]. À l'évidence, le réseau avec 4 neurones dans la couche présente les meilleures capacités de généralisation, tandis que le réseau avec 8 neurones dans la couche conduit au phénomène classique de surajustement.

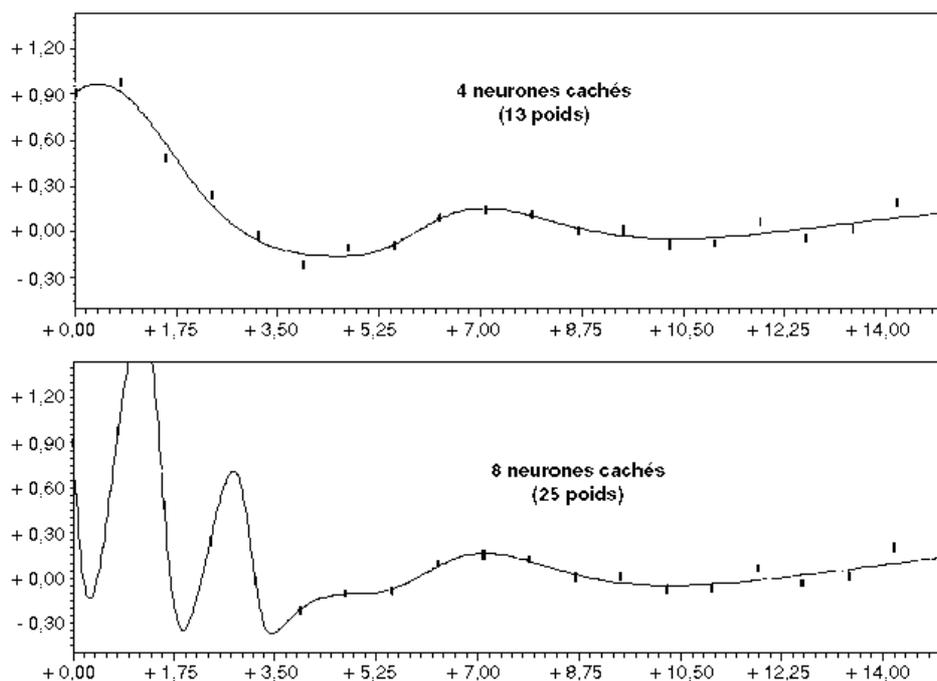


Figure 112. Comparaison de l'apprentissage. Le réseau de neurones le plus parcimonieux possède les meilleures propriétés de généralisation.

La mise pratique en œuvre d'un réseau de neurones nécessite :

- de déterminer les entrées pertinentes, c'est-à-dire les grandeurs qui ont une influence significative sur le phénomène que l'on cherche à modéliser,
- de collecter les données nécessaires à l'apprentissage et à l'évaluation des performances du réseau de neurones, donc, de composer et de réaliser un plan d'expériences,
- de trouver le nombre de neurones cachés dans la couche interne nécessaires pour obtenir une approximation satisfaisante,
- d'effectuer un apprentissage,
- d'évaluer les performances du réseau de neurones à l'issue de l'apprentissage,
- d'effectuer une optimisation des paramètres en utilisant le réseau de neurones appris et de la valider.

Le suivi de ces étapes pour un cas concret est décrit dans le paragraphe suivant.

5.2.2 Plan d'expériences pour optimisation du modèle de la simulation

L'objectif de l'optimisation est de déterminer les valeurs des paramètres caractéristiques de la loi de comportement retenue et les valeurs respectives des coefficients de frottement entre d'une part la tôle et le poinçon, la tôle et la matrice d'autre part afin de minimiser l'écart entre les résultats de la simulation et de l'expérience.

La méthode proposée de l'optimisation des paramètres est schématiquement présentée sur la **Figure 113**.

Les six paramètres qui "contrôlent" le comportement du matériau sont donc :

- σ_0 , la limite d'élasticité,
- σ_{\max} , la contrainte de saturation,
- b , un paramètre matériau,
- R , le coefficient d'anisotropie normale,
- f_1 , le coefficient de frottement entre le poinçon et le flan,
- f_2 , le coefficient de frottement entre la matrice, le serre flan et la tôle.

Les grandeurs de "sortie" contrôlées sont la courbe force appliquée au poinçon en fonction de son déplacement et le champ de déformation correspondant à un déplacement donné du poinçon (10,4 mm).

Dans le cas présent, le réseau de neurones est éduqué pour restituer l'effet des paramètres de la loi de comportement du matériau et des coefficients de frottement sur l'allure de la courbe force - déplacement et sur la déformation le long d'une génératrice de l'embouti obtenu à partir de simulation.

L'optique est d'obtenir un modèle de la simulation piloté par les paramètres d'entrée pour restituer une courbe donnée.

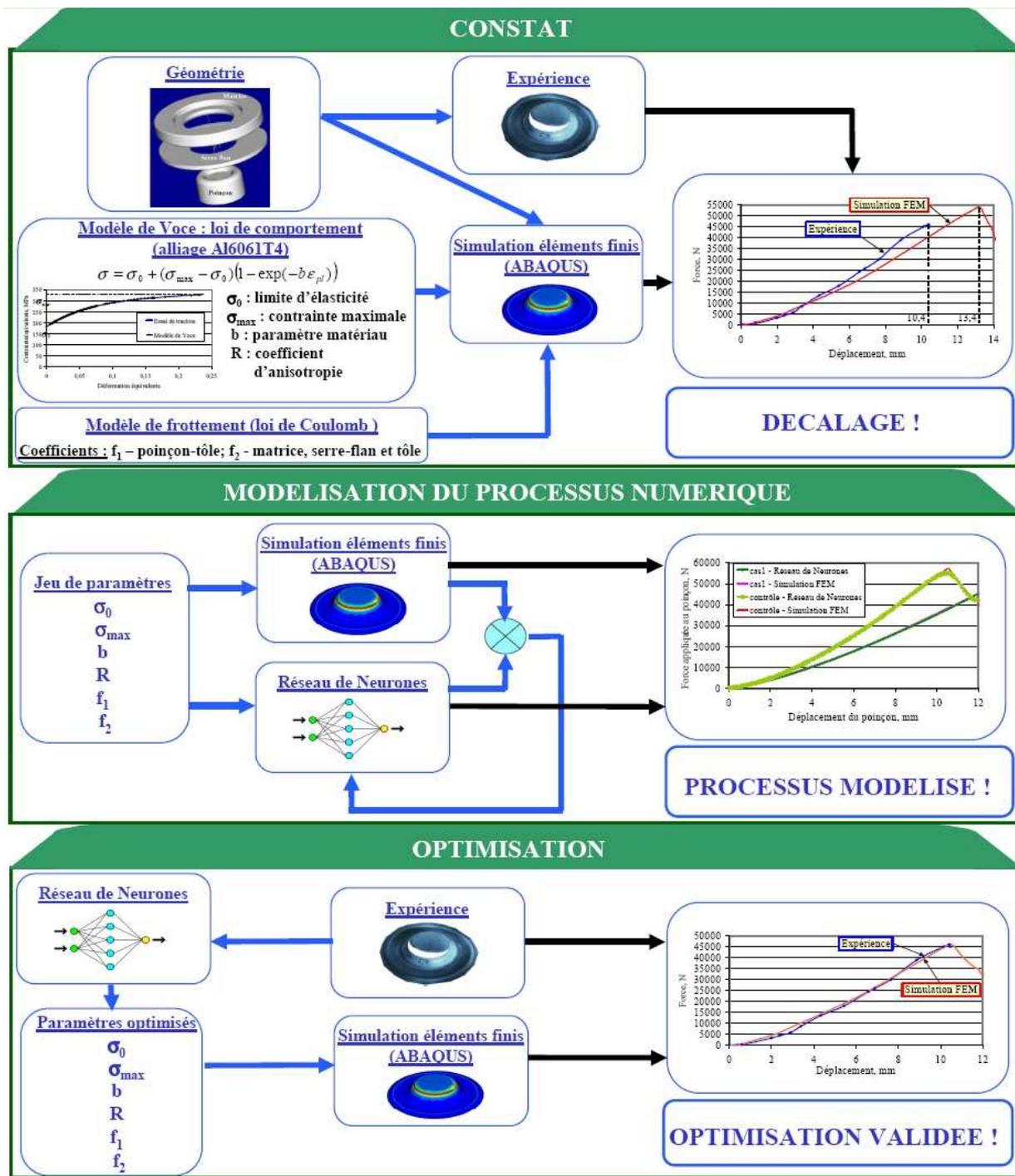


Figure 113. Schéma de l'optimisation des paramètres de comportement plastique pour la simulation éléments finis d'opération d'emboutissage.

Il est alors nécessaire de créer le référentiel d'apprentissage pour le réseau de neurones en suivant la procédure suivante :

- établir la liste des essais virtuels à effectuer, donc construire un plan d'expériences,
- réaliser la série de simulations élément finis correspondant au plan,
- ressortir des courbes ou valeurs ciblées.

Avant de déterminer le plan d'essais numériques, il faut définir les domaines de variations optimaux des paramètres choisis. Les valeurs initiales des paramètres à optimiser sont données dans le **Tableau 13**.

Limite d'élasticité, MPa	Coefficient, b	Contrainte maximale, MPa	Coefficient d'anisotropie R	Coefficient de frottement, f1	Coefficient de frottement, f2
182	12,8	333,02	0,64	0,1	0,2

Tableau 13. Les valeurs initiales entrées dans le modèle de la simulation numérique.

On identifie tout d'abord les valeurs des coefficients du modèle de la courbe de référence pour éprouver leurs impacts sur les résultats de la simulation. Les valeurs des paramètres σ_{\max} et b de la loi de comportement sont choisis comme ceux qui créent un décalage de plus ou moins 5% (niveaux +1 et -1), (**Figure 114**) et de plus et moins 10% (niveaux +2 et -2) par rapport aux contraintes observées sur la courbe expérimentale en traction pour le taux de déformation plastique de 10%.

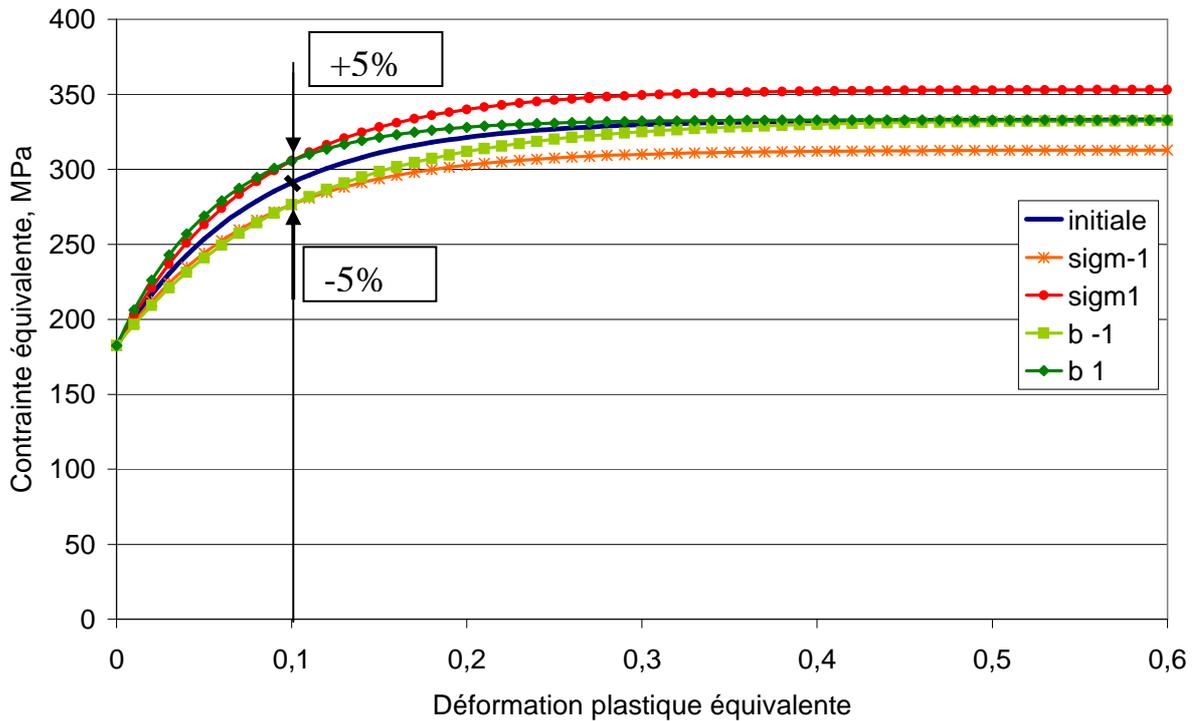


Figure 114. Détermination des jeux des paramètres σ_{max} et b de loi de comportement (niveaux +1 et -1) afin d'étudier l'impact des valeurs de ces paramètres sur les résultats de la simulation.

Les valeurs des paramètres de loi de comportement ainsi obtenues sont regroupées dans le **Tableau 14**.

Niveau	-2 (-10%)	-1 (-5%)	0	1 (+5%)	2 (+10%)
b	7,51	9,81	12,80	17,07	24,70
σ_{max} , MPa	292,68	312,85	333,02	353,19	373,36

Tableau 14. Valeurs des paramètres de loi de comportement à tester lors de la préparation de la base d'apprentissage du réseau de neurones.

La limite élastique σ_0 prend dans la liste de plan d'expériences des valeurs suivantes : minimale de 160 MPa, moyenne de 182 MPa et maximale de 200 MPa.

L'impact des coefficients d'anisotropie normale est étudié à partir de quatre niveaux : 0,5 ; 0,64 ; 0,77 et 1. L'influence du frottement est testée à partir des valeurs de coefficient de frottement suivantes : 0,1 ; 0,15 ; 0,2 ; 0,25 ; 0,3.

Le plan de vingt expériences virtuelles est présenté dans le **Tableau 15**.

N° de simulation	Limite d'élasticité, MPa	Coefficient, b	Contrainte maximale, MPa	Coefficient d'anisotropie R	Coefficient de frottement, f1	Coefficient de frottement, f2
1	182,56	12,80	333,02	0,64	0,10	0,20
2	182,56	17,07	353,19	0,64	0,10	0,20
3	182,56	9,81	312,85	0,64	0,10	0,20
4	182,56	24,70	373,36	0,50	0,15	0,20
5	182,56	7,52	292,68	0,77	0,20	0,20
6	182,56	7,52	373,36	0,50	0,20	0,25
7	182,56	24,70	292,68	0,77	0,25	0,25
8	200,00	17,07	312,85	0,50	0,15	0,15
9	160,00	9,81	353,19	0,77	0,10	0,25
10	160,00	9,81	373,36	0,77	0,10	0,10
11	200,00	17,07	292,68	0,64	0,10	0,15
12	200,00	24,70	312,85	0,50	0,20	0,15
13	160,00	7,52	353,19	0,64	0,15	0,25
14	160,00	12,80	333,02	0,50	0,20	0,25
15	200,00	24,69	373,00	0,64	0,30	0,30
16	200,00	24,69	373,00	0,77	0,30	0,30
17	200,00	24,69	373,00	1,00	0,30	0,30
18	182,56	24,70	292,68	1,00	0,25	0,25
19	182,56	12,80	333,02	1,00	0,20	0,25
20	182,56	17,07	353,19	1,00	0,25	0,25

Tableau 15. Le plan d'expériences qui regroupe les valeurs des paramètres du modèle de la simulation numérique afin de tester leurs influences sur les résultats finaux.

Les simulations numériques sont réalisées suivant le plan d'expériences. Les résultats sont utilisés pour générer le tableau nécessaire pour l'éducation du réseau de neurones. Dans le présent travail, afin de construire le réseau de neurones, le logiciel NEURO ONE [Net 06] et les outils de Neural Network Toolbox du logiciel MatLab [Mat 06] sont utilisés.

Les deux réseaux de neurones utilisés pour les calculs directs comportent deux couches : la première faite de 5 neurones à fonction tangente hyperbolique, la seconde d'un unique neurone à fonction linéaire. Les **Figure 115** et **Figure 116** montrent, que

l'apprentissage du réseau de neurones est correct. Les courbes de couleurs de la gamme rouge sont déterminées par la simulation éléments finis et les courbes vertes correspondent aux résultats fournis par le réseau de neurones. La comparaison entre ces courbes prouve, que le réseau fournit les réponses très proches de celles issues des simulations numériques. Le réseau de neurones est capable de prédire les courbes force - déplacement et les champs des déformations le long de l'abscisse curviligne pour les jeux de paramètres qui ont été pris pour la base de l'apprentissage et également pour une combinaison de paramètres non utilisés pour éduquer le réseau de neurones (voir des courbes appelées « contrôle » sur les **Figure 115** et **Figure 116**).

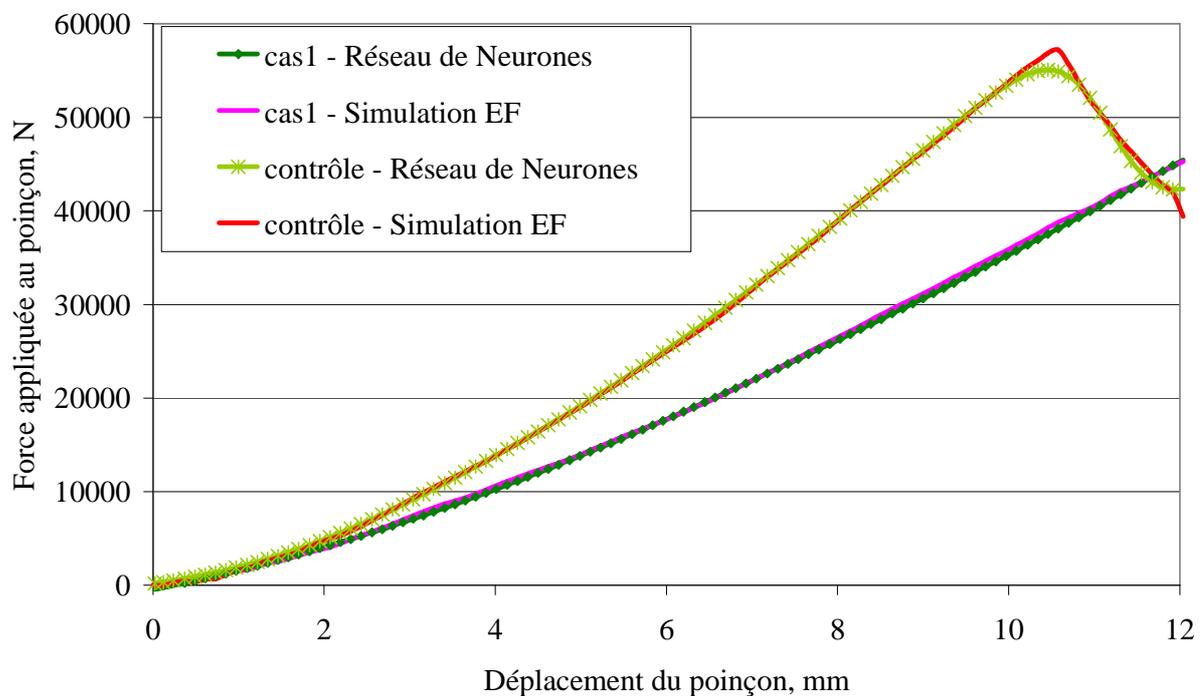


Figure 115. Comparaison des courbes force appliquée au poinçon en fonction de son déplacement issues des simulations éléments finis (EF) et du réseau de neurones après apprentissage pour les mêmes jeux de paramètres d'entrée.

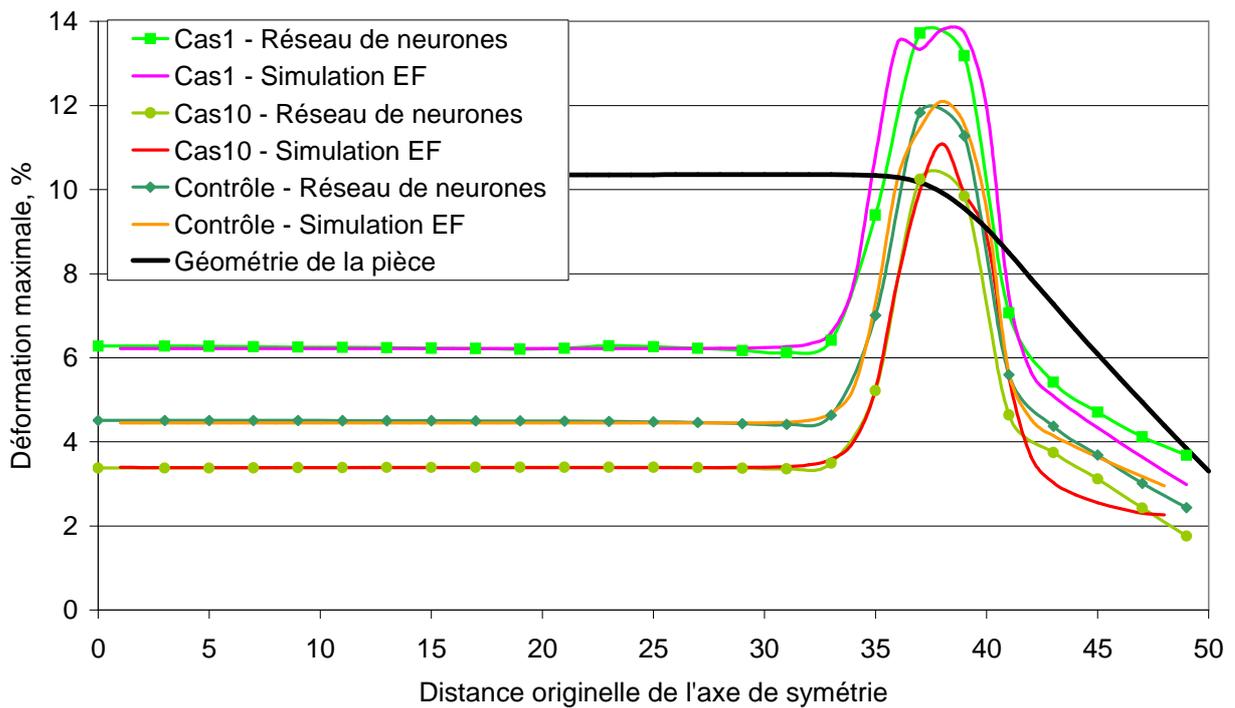


Figure 116. Comparaison des champs de déformation le long d'une génératrice issus des simulations éléments finis (EF) et du réseau de neurones pour les mêmes jeux des paramètres d'entrée.

La construction et l'apprentissage du réseau de neurones direct ont permis de vérifier les capacités du réseau à créer un modèle mathématique de la simulation numérique. En plus, l'influence de chaque paramètre d'entrée sur la courbe de sortie peut être évaluée grâce au réseau de neurones éduqué.

Par contre, pour identifier les valeurs de six paramètres d'entrée à partir des valeurs cibles (expérimentales) de la sortie, un réseau de neurones pour calcul inverse a été créé.

L'apprentissage du réseau de neurones inverse est effectué sur les 20 exemples utilisés pour l'apprentissage du réseau direct. Ce réseau inverse a trois paramètres en entrée (**Tableau 16**) : la valeur de déformation principale au sommet de la pièce, la valeur de déformation principale maximale au point de la localisation, la valeur de la force appliquée au poinçon au moment de sa descente de 10,4 mm et il a six paramètres à la sortie (paramètres de loi de comportement, coefficients d'anisotropie et de frottement). Le réseau contient une couche de 6 neurones cachés à fonction d'activation sigmoïde et une couche de 6 neurones à fonction linéaire.

N° de simulation	Déformation principale au sommet de la pièce	Déformation maximale principale au point de la localisation	Force appliquée au poinçon au moment de sa descente de 10,4 mm
	%	%	N
1	6,219	13,807	38205
2	4,377	12,052	42000
3	4,671	12,505	34885
4	4,148	12,118	45845
5	4,366	12,977	34950
6	4,441	12,437	36655
7	3,951	13,138	42175
8	4,433	12,786	38050
9	4,376	11,743	37920
10	3,397	11,087	37300
11	4,546	12,853	36940
12	4,136	12,886	40510
13	4,451	12,097	34515
14	4,34	12,21	36710
15	3,519	13,213	51360
16	3,98	17	48695
17	3,147	15,087	56850
18	3,634	14,622	44925
19	3,64	12,093	45275
20	3,426	11,966	49765

Tableau 16. Valeurs d'entrée pour le réseau de neurones inverse.

Un apprentissage réussi du réseau inverse permet de l'utiliser comme un modèle prédictif. Il suffit d'entrer les valeurs de sortie désirées, pour recevoir les paramètres du modèle de la simulation correspondants.

Les paramètres issus de l'essai réel sont entrés dans le réseau de calcul inverse, notamment, la valeur :

- de déformation principale au sommet de la pièce est de 3,4 (%),
- de déformation principale maximale au point de la localisation est de 16,9 (%),
- de force appliquée au poinçon au moment de sa descente de 10,4 mm est de 46 000 (N).

Les valeurs optimisées du modèle de simulation, calculées par le réseau sont données dans le **Tableau 17**.

Limite d'élasticité, MPa	Coefficient, b	Contrainte maximale, MPa	Coefficient d'anisotropie R	Coefficient de frottement, f1	Coefficient de frottement, f2
188	22	301	0,93	0,26	0,25

Tableau 17. Les valeurs optimisées calculées par le réseau de neurones.

La comparaison des courbes de référence tracées en prenant en compte les paramètres initiaux (issus de l'essai de traction) et optimisés à partir de l'essai hétérogène grâce au réseau de neurones montre que la différence entre les valeurs de contrainte correspondant au même niveau de déformation atteint son maximum au niveau de saturation des courbes et ne dépasse pas 11%.

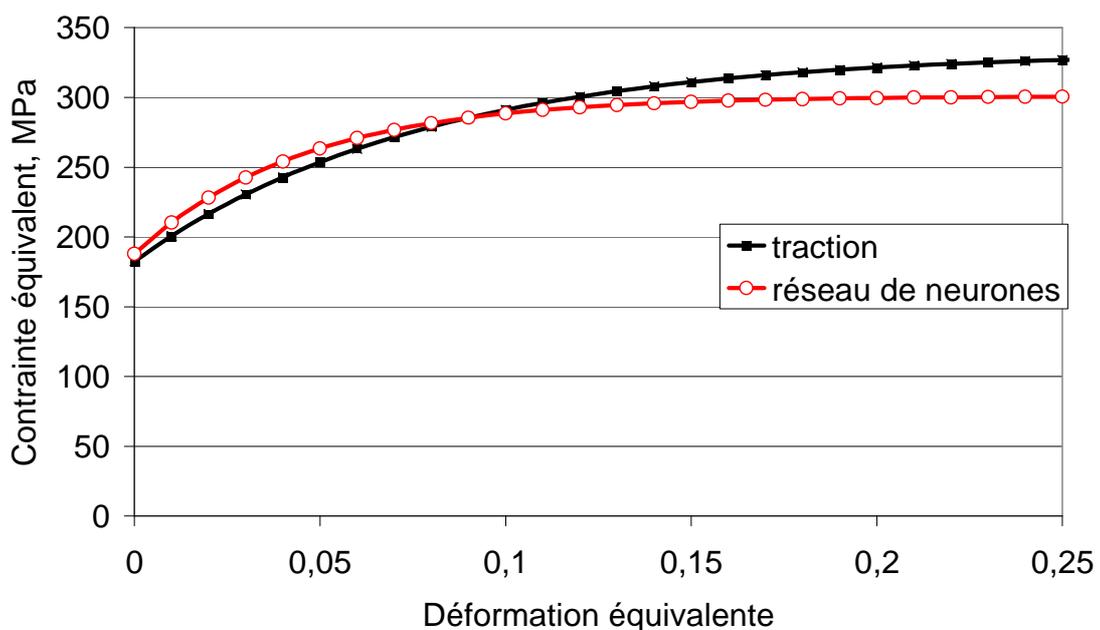


Figure 117. Comparaison des courbes de référence calculées avec des paramètres initiaux (traction) et optimisés (réseau de neurones).

Pourtant, la simulation éléments finis qui est réalisée avec les paramètres optimisés montre bien l'amélioration des résultats. Les **Figure 118** et **Figure 119** prouvent bien le succès de la méthode proposée. En effet, la précision de la simulation avec les paramètres optimisés est nettement meilleure par rapport à la précision de la simulation initiale.

Notamment, la simulation numérique effectuée avec des paramètres optimisés donne des résultats réalistes, elle prédit correctement l'évolution de la force appliquée au poinçon au cours de la mise en forme et le moment de l'apparition de la localisation de déformation qui se manifeste par la chute de la force (**Figure 118**). Cette simulation donne une bonne prévision de la distribution de la déformation à la fin de l'essai (**Figure 119**).

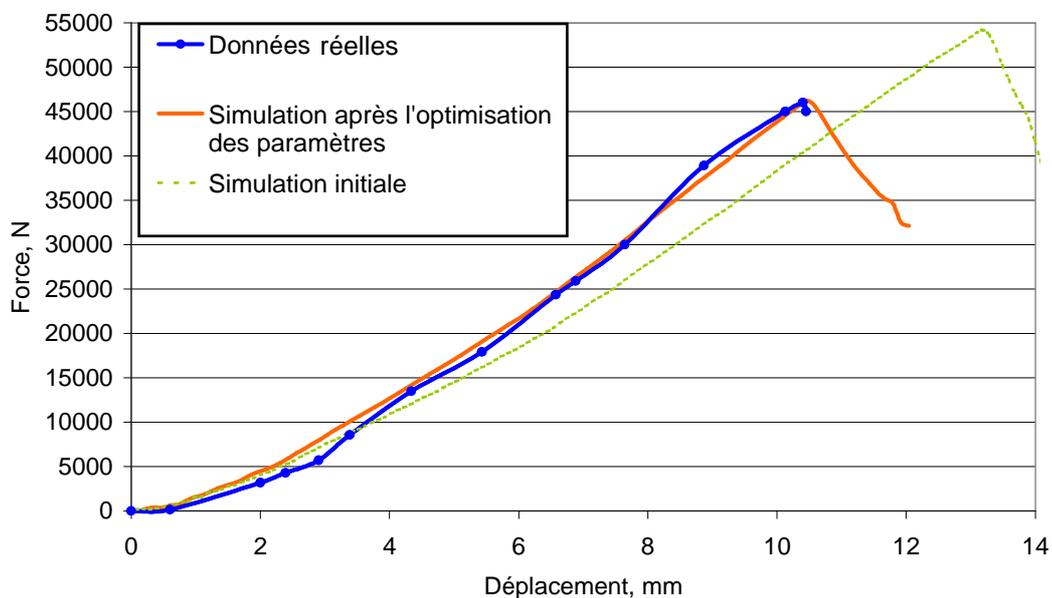


Figure 118. Comparaison des courbes force - déplacement du poinçon lors de la mise en forme issues de l'essai réel et des simulations éléments finis effectuées avec des paramètres du modèle initiaux et optimisés.

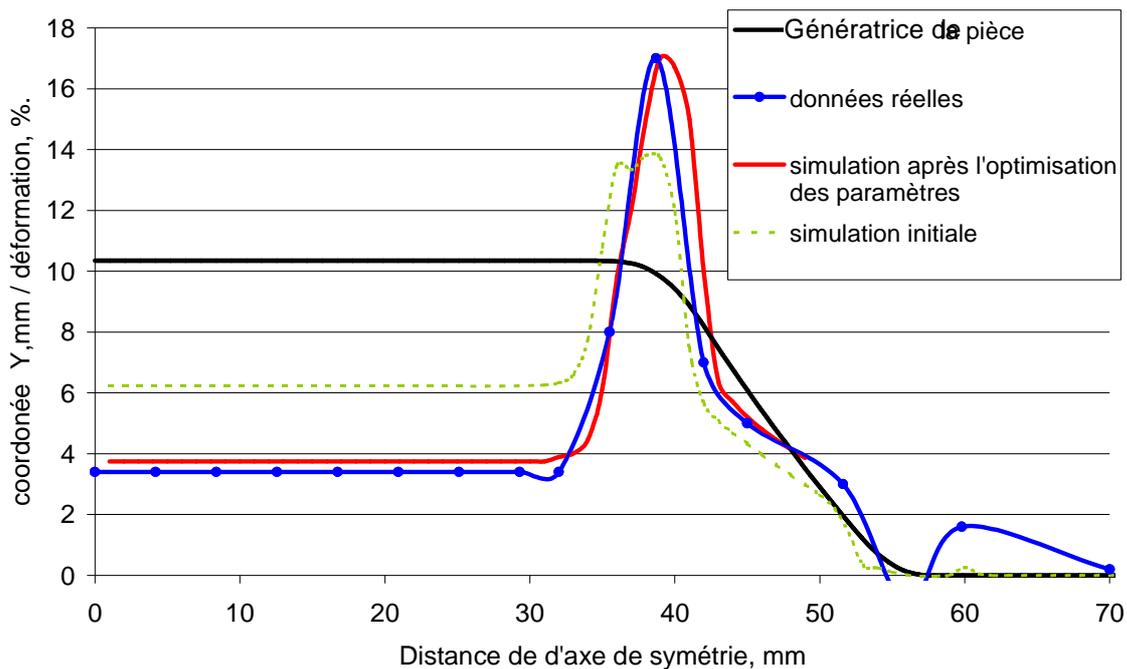
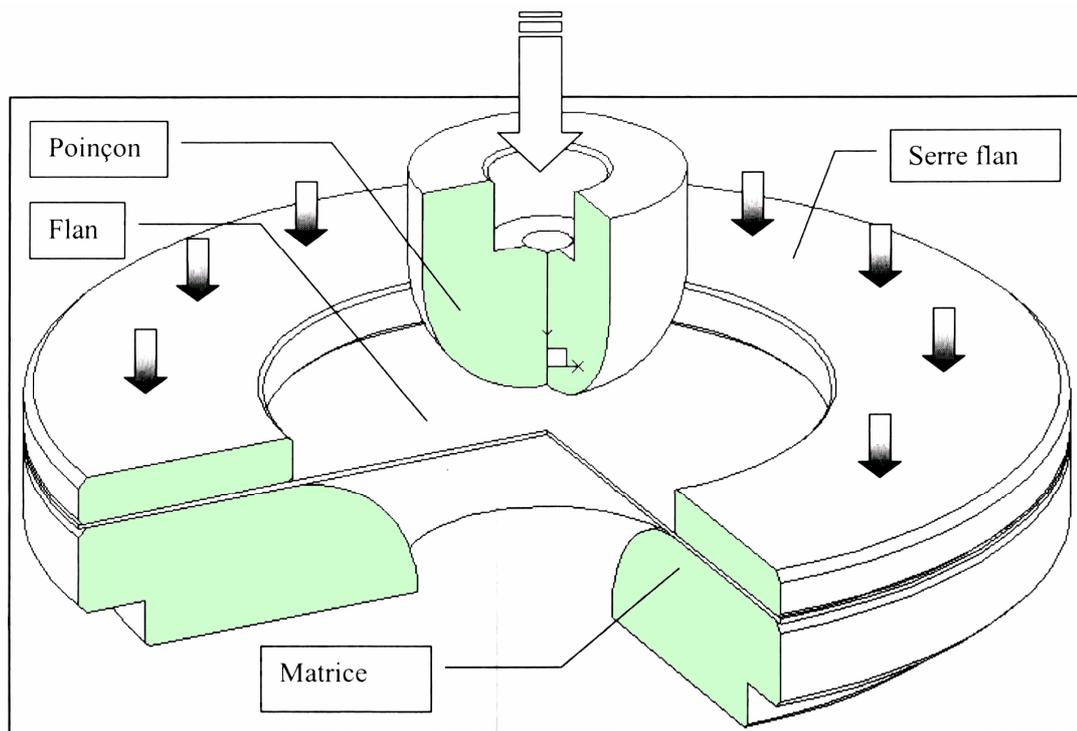


Figure 119. Comparaison des champs de déformation le long d'une génératrice issus de l'expérience réelle et des simulations éléments finis effectuées avec des paramètres du modèle initiaux et optimisés.

Il est utile de vérifier maintenant, si les paramètres optimisés de la loi de comportement de l'alliage d'aluminium Al6061T4 permettent bien d'effectuer des simulations précises dans le cas de la mise en forme similaire à celle qui a servi pour la base de l'optimisation. A cette fin, un autre essai de mise en forme est réalisé et simulé numériquement.

La géométrie de l'outillage pour cet essai est donné sur la **Figure 120**.



Conditions de l'essai :

Force de serrage de serre-flan de 170 000 N

Cours du poinçon de 20 mm

Vitesse de déplacement du poinçon de 0,1 mm/s

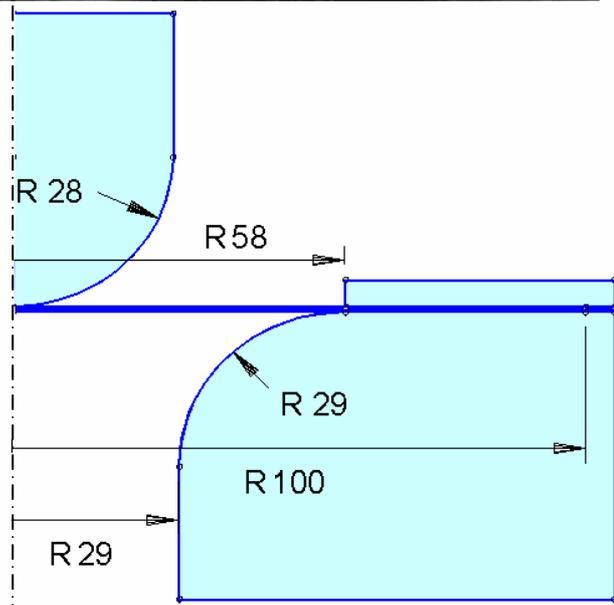


Figure 120. Schéma de l'essai de la mise en forme d'une pièce axisymétrique.

L'effort appliqué au serre-flan est de 170 000 N, le déplacement de poinçon après le contact avec le flan est de 20 mm. Ce déplacement de poinçon est effectué avec la vitesse de 0,1 mm/s.

Les conditions du calcul numérique sont les mêmes que pour l'essai qui a servi à l'optimisation, notamment : l'analyse par éléments finis est traitée comme un problème axisymétrique en utilisant des éléments de type coque axisymétrique

(SAX1). Le flan est maillé avec 100 éléments comportant 7 points d'intégration à travers l'épaisseur. Les outils sont décrits par des surfaces rigides discrètes.

Les deux simulations éléments finis correspondantes sont réalisées avec des paramètres de la loi de comportement déterminés initialement à partir des essais homogènes (**Tableau 13**) et avec des paramètres optimisés en utilisant la méthode de réseaux de neurones (**Tableau 17**).

Les modes de déformation de la majeure partie de l'embouti sont les mêmes que dans le cas précédent : l'expansion et la traction large (**Figure 121**).

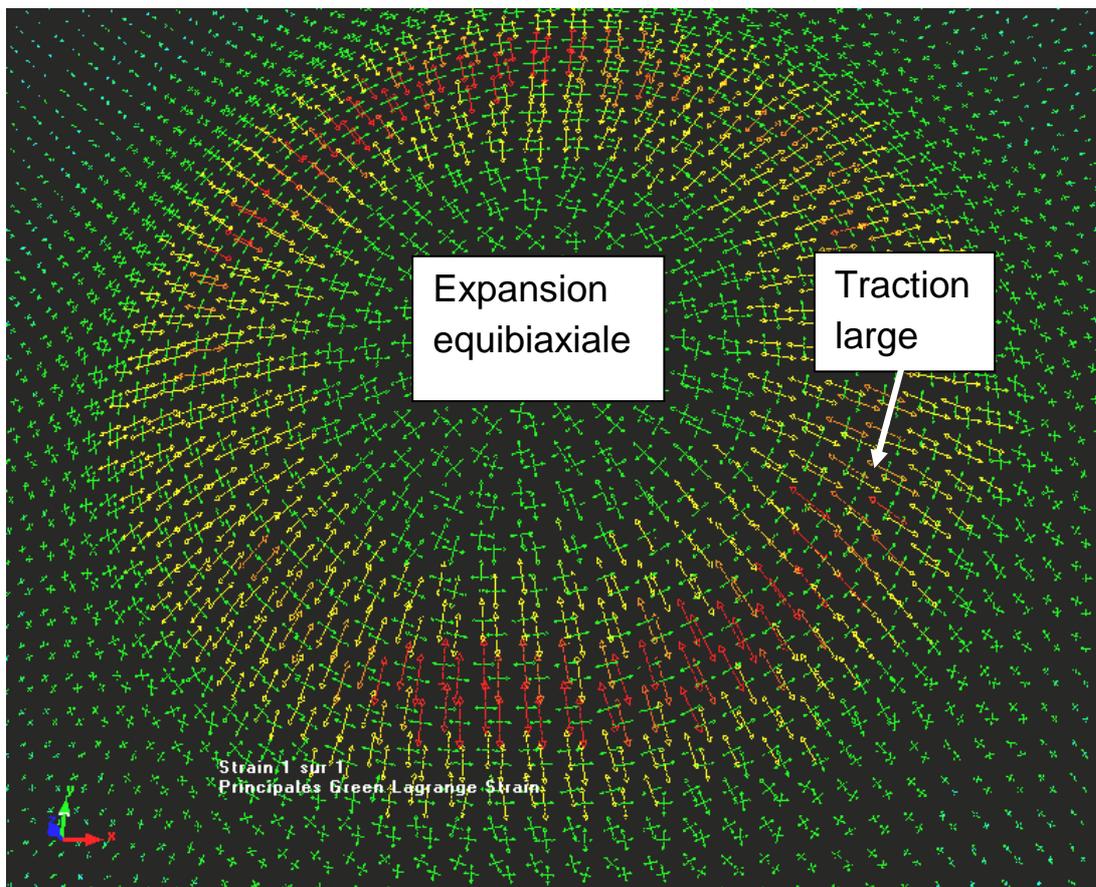
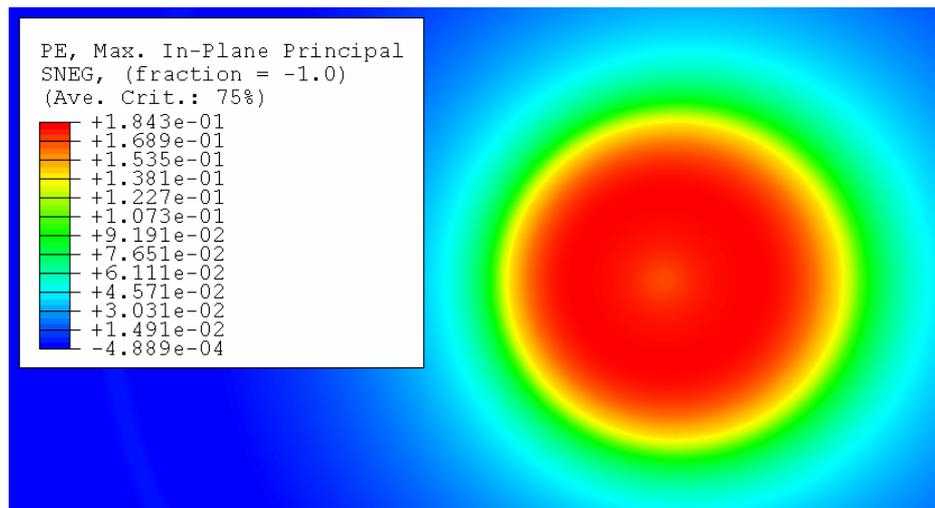


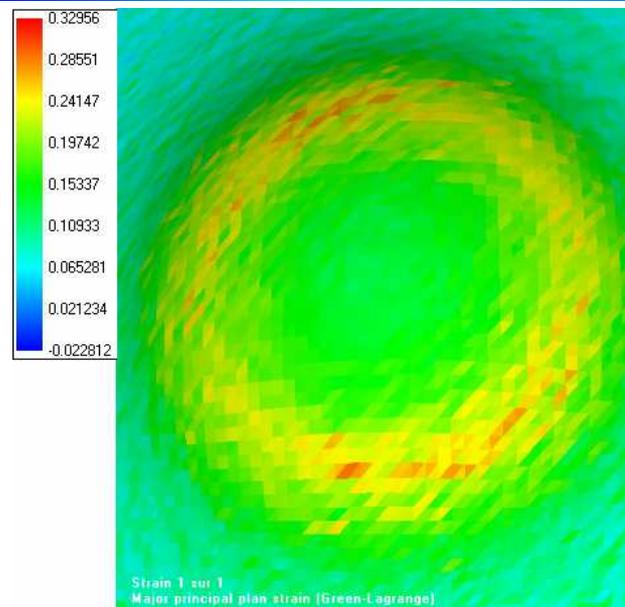
Figure 121. Le champ des déformations principales issu de l'analyse d'images tridimensionnelle de la surface gauche de l'embouti.

Les résultats des simulations numériques avec des paramètres du modèle initiaux et optimisés et de l'essai réel au niveau des champs de déformation maximale principale sont donnés sur la **Figure 122**.

a) Simulation
élément finis
avec des
paramètres de
loi de
comportement
initiaux



b) Numérisation
3D de la surface
gauche de
l'embouti



c) Simulation
élément finis
avec des
paramètres de
loi de
comportement
optimisés

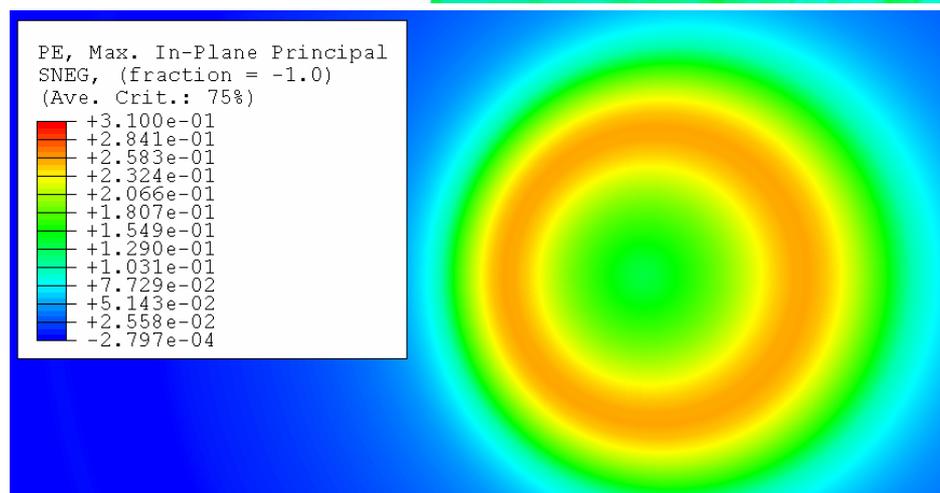


Figure 122. Champ de déformations maximales principales à la fin de la mise en forme (descente du poinçon de 20 mm).

La comparaison des résultats issus de la simulation avec des paramètres initiaux avec les résultats d'expérience montre un décalage entre la prévision numérique et la réalité. La localisation de la déformation est constatée sur la surface de l'embouti réel avec la valeur maximale de 0,31, tandis que la simulation éléments finis initiale donne la déformation homogène au sommet de l'embouti avec la valeur de 0,18. Par contre, la simulation numérique effectuée avec des paramètres optimisés reflète bien l'état réel de déformation, on observe la localisation de déformation au niveau de 0,31.

Conclusion

Une méthode d'identification des paramètres du modèle de simulation éléments finis à partir de l'essai hétérogène est proposée dans le présent chapitre. Cette méthode a été appliquée à un cas concret de mise en forme par emboutissage afin de déterminer des paramètres du modèle de la loi de comportement de la tôle et des coefficients de frottement entre la tôle et les outils pour rendre le calcul numérique réaliste et fiable. Pour cette détermination, est utilisée la technique des réseaux de neurones. L'optimisation est fondée sur la procédure de rapprochement des résultats réels et virtuels au niveau de l'évolution de la force d'emboutissage lors de l'essai et des champs de déformation. Le champ de déformation sur la surface gauche est déterminé grâce à l'analyse d'images tridimensionnelle.

L'exemple traité a montré l'efficacité de la méthode proposée. Ensuite, les valeurs optimisées du modèle sont testées sur le cas d'une simulation de la mise en forme similaire à l'exemple précédent. Les résultats de la dernière simulation sont bien validés par la comparaison avec l'expérience réalisée.

Conclusion générale

L'objectif de ce mémoire est de proposer une méthode d'optimisation des paramètres de lois de comportement afin de tirer le meilleur parti des modèles de comportement élastoviscoplastiques notamment dans le cadre de simulations numériques éléments finis visant à reproduire des opérations d'emboutissage à des fins de mises au point virtuelles. L'objectif visé est d'obtenir des résultats suffisamment précis pour appréhender correctement les retours élastiques en vue de les intégrer pour le dimensionnement des outillages industriels et pour prédire correctement l'apparition de la localisation.

Il s'agit ici de s'appuyer sur les connaissances développées dans les laboratoires de recherche pour utiliser au mieux les codes existants (commerciaux). L'enjeu est de définir des procédures qui conduisent à utiliser pragmatiquement et efficacement les outils numériques tels qu'ils sont disponibles aux industriels, en minimisant les efforts de développement.

Les étapes successives qui conduisent à rationaliser l'utilisation du code éléments finis pour décrire une opération sont ainsi détaillées à travers des 5 chapitres.

Dans le premier chapitre, nous avons justifié le choix du code éléments finis commercial Abaqus pour effectuer les simulations présentées au cours de la thèse. Le motif le plus important est d'avoir une vue d'ensemble complète de l'opération de la mise en forme. Il est nécessaire d'avoir un calcul précis de l'évolution des contraintes et des déformations lors du procédé de la mise en forme avec la prise en compte de l'histoire des déformations. Ce calcul est indispensable car l'état de contraintes et de déformations a un impact direct sur tous les résultats de la mise en forme virtuelle, par exemple, sur l'évolution de l'effort appliqué au poinçon lors de l'emboutissage, sur la géométrie de l'embouti après le retour élastique, sur la formation des plis de la tôle ou l'apparition de la localisation de la déformation. Le code éléments finis Abaqus intègre les modèles de lois de comportement phénoménologiques classiques, prend en compte le contact entre le flan et les outils, permet d'utiliser les méthodes de calcul explicite et implicite, donne la possibilité d'implanter des lois de comportement particulières par la création d'une subroutine d'utilisateur (cette possibilité peut être utilisée dans les perspectives).

Pourtant, le code éléments finis utilisé, même performant, n'est qu'un outil de calcul. L'art de la mise au point d'une simulation consiste à identifier et à décrire des lois de

comportement appropriées à la mise en forme concrète et à modéliser le plus fidèlement possible les conditions aux limites. Pour les modèles adaptés au procédé et judicieusement choisis, il est nécessaire de déterminer des paramètres à partir des essais expérimentaux.

Le premier pas impératif et l'un des plus importants dans ce cheminement vers le succès de la prévision numérique est d'effectuer soigneusement des expériences sur la tôle métallique pour identifier les lois de comportement à partir d'essais «homogènes». Le chapitre 2 du mémoire est consacré aux méthodes destinées à améliorer la précision de l'identification.

Dans ce chapitre, nous avons démontré les avantages que donne la technique d'analyse d'images pour évaluer les résultats expérimentaux et obtenir avec la meilleure précision possible les courbes de référence (contrainte vraie – déformation vraie) qui servent pour la base de l'identification du comportement. Cette méthode est plus efficace par rapport à la technique traditionnelle de mesure de déformation avec un extensomètre.

Par exemple, l'utilisation de l'analyse d'images lors de l'essai de traction montre l'évolution du champ de déformation sur toute la surface de l'éprouvette. Les résultats montrent clairement que l'hypothèse d'homogénéité de déformation est incertaine. Par conséquent, il est plus judicieux d'étudier le comportement local : c'est dans la zone de localisation de la déformation qu'est déterminée la courbe contrainte vraie – déformation vraie.

Comme le prouvent des exemples donnés dans le deuxième chapitre, l'information sur le comportement ainsi obtenue est plus complète et notablement plus fiable en particulier à l'approche de la localisation. La comparaison des courbes de référence obtenues par la méthode traditionnelle et par l'analyse d'images prouvent, que la courbe obtenue par la dernière méthode fournit l'information sur le comportement pour des déformations plus importantes. Cette dernière caractéristique est essentielle pour espérer simuler des opérations où les modes de sollicitations imposent des déformations équivalentes bien plus importantes que celle obtenue classiquement par un essai de traction analysé de façon classique.

Actuellement, la technique d'analyse d'images est de plus en plus utilisée dans les laboratoires de recherche pour identifier les lois de comportement. Pourtant, cette méthode n'est pas généralisée dans le milieu industriel, à l'exception des grandes entreprises aéronautiques et automobiles. Donc, il est nécessaire de lancer un programme de divulgation et de transmission de cette méthode.

La partie suivante du deuxième chapitre est consacrée aux méthodes de détermination de l'anisotropie initiale de comportement des tôles métalliques. Pour la modélisation

de l'anisotropie de comportement, le critère quadratique de Hill est utilisé. Ce modèle classique est le plus répandu, il est implanté dans la plupart des codes de calcul numérique.

Généralement, les paramètres du modèle pour les tôles minces sont déterminés à partir de quatre valeurs obtenues lors des essais sur des éprouvettes découpées dans des directions différentes par rapport au sens de laminage (par exemple, à partir des valeurs des limites élastiques déterminées pour un niveau de déformation donné). Pour augmenter la précision d'une simulation, nous avons proposé une autre méthode de détermination des coefficients d'anisotropie de Hill : plutôt que d'utiliser quatre valeurs uniques, il est suggéré de prendre en considération des courbes interpolées en extrayant l'information nécessaire à l'identification lorsque les coefficients d'anisotropie sont stabilisés à partir de quatre essais de traction suivant les directions caractéristiques (0° , 30° , 45° et 90°). La méthode de détermination des coefficients de Hill est fondée sur la recherche du jeu des coefficients en minimisant l'écart entre les points des courbes réelles et celles calculées par l'équation de Hill. Cette méthode est appliquée en supposant que toutes ces courbes de référence suivent la même évolution de la pente d'écrouissage.

Pour avoir une simulation précise, il faut retenir encore un phénomène très important : l'influence de la vitesse de déformation sur les lois de comportement. Dans la dernière partie du chapitre 2, est présentée une méthode à utiliser pour traiter ce problème de viscoplasticité sans utiliser de modèles complexes.

Dans le chapitre 3, nous avons procédé à la mise au point et à la validation des simulations de mise en forme avec prise en compte du phénomène du retour élastique et avec une prévision de l'état de contraintes résiduelles. Il est délicat de valider une telle simulation par la comparaison avec une expérience pour le cas de la mise en forme complexe car lors de l'essai réel, il n'y a pas de possibilité de mesurer directement le champ de contraintes résiduelles.

Pour cette raison, nous avons commencé par la simulation d'un essai à la fois simple et original : un essai de traction simultanée de trois éprouvettes avec une décharge successive du montage. La valeur du retour élastique est déterminée précisément grâce à l'analyse d'images utilisée lors de l'étude de l'expérience réelle. En plus, cette technique donne un accès direct à l'évolution des déformations des éprouvettes, d'où sont déduits les champs de contraintes, y compris les champs des contraintes résiduelles. La validation des résultats de la simulation est effectuée avec le succès de la comparaison avec les résultats expérimentaux. En effet, tous les résultats correspondent bien aux prévisions numériques. Ce fait permet de faire la conclusion qu'une simulation numérique de mise en forme est fiable, si elle est fondée sur

l'utilisation de la loi de comportement identifiée soigneusement par les méthodes présentées dans le chapitre 2 à partir d'essais avec si possible un mode de déformation voisin de celui de la configuration testée.

Une validation générale des procédures proposées à ce niveau du travail est effectuée en réalisant une simulation de la mise en forme par pliage d'une pièce avec un retour élastique important. La validation a été effectuée par la comparaison des paramètres géométriques des pièces réelle et virtuelle.

La confirmation de la fiabilité de la méthode autorise un objectif ambitieux : la détermination des valeurs des paramètres du procédé de mise en forme, par exemple, la géométrie des outillages, la force de serrage du serre flan pour obtenir une pièce avec une géométrie cible malgré un retour élastique important. Finalement, le jeu des paramètres du procédé a été déterminé avec succès en appliquant la méthode de plans d'expériences de Taguchi pour le cas de la mise en forme de la pièce virtuelle.

Le chapitre 4 est consacré au problème de détermination de l'apparition de la localisation de déformation. Tout d'abord, les différents points de vue sur ce sujet, des méthodes expérimentales et théoriques pour décrire et quantifier ce phénomène ont été présentés. L'étude bibliographique montre bien l'existence de plusieurs considérations théoriques distinctes avec leurs atouts et leurs limites. Pourtant, l'observation des critères théoriques de striction conduit à la conclusion qu'il y a un point commun pour tous ces critères : un des facteurs les plus importants nécessaire pour décrire ce phénomène est une modélisation correcte des lois de comportement du matériau. Cependant, pour le moment il n'y a pas de modèle capable de prédire avec une bonne précision le début de la localisation pour tous les modes de déformation, pour les cas de sollicitations complexes avec des variations de types de chargement constatées lors de la mise en forme par l'emboutissage.

Pour pouvoir prédire néanmoins l'apparition de la localisation et son développement au cours de la simulation numérique, nous avons retenu la méthode établie suite à l'étude de la striction diffuse et localisée faite lors de l'essai de traction en employant la technique d'analyse d'images.

L'analyse de l'évolution des champs de déformation lors de l'essai de traction montre bien, que lors d'apparition d'hétérogénéités de déformation une décharge élastique, c'est-à-dire une diminution des valeurs de déformations et de contraintes équivalentes, se produit dans les zones situées en dehors de la localisation. Comme le montre l'exemple présenté dans le chapitre 4, une simulation éléments finis de l'essai réalisée en utilisant le modèle de loi de comportement identifié par la technique d'analyse d'images reproduit fidèlement ce phénomène de décharge élastique lors de la localisation.

Ainsi, la simulation numérique permet de détecter l'apparition de la localisation par la croissance importante du nombre des éléments déchargés.

Pour apprécier sa validité, la méthode proposée de calcul des éléments déchargés a été appliquée pour prédire le début de la striction lors de la simulation de l'emboutissage d'une pièce axisymétrique, où l'expansion est le mode prédominant de déformation. Grâce à cette méthode, la localisation de déformation a été constatée au bon endroit, mais décalée en terme de déformation par rapport à l'expérience réelle. Donc, lors de l'essai réel le phénomène de la striction localisée a été constaté pour un déplacement de poinçon moins important que lors de la simulation numérique correspondante. Ce décalage ne vient pas de la méthode proposée.

Pour avoir une analyse plus fine, nous avons procédé à la comparaison d'autres résultats réels et simulés. Notamment, nous avons comparé les courbes force appliquée au poinçon en fonction de son déplacement et les champs de déformation de la surface de l'embouti correspondant à un déplacement donné. Le champ de déformations de la surface gauche de la pièce emboutie a été obtenu avec la technique d'analyse des images tridimensionnelle. Les comparaisons citées montrent des divergences entre les résultats numériques et expérimentaux non négligeables.

Or, bien que les précautions aient été prises lors de l'identification du comportement des matériaux et lors de la mise au point de la simulation afin d'assurer la précision du calcul numérique par éléments finis, les résultats de la simulation de l'emboutissage ne sont pas parfaits.

Les réflexions sur les raisons des différences entre les résultats obtenus réellement et ceux de la simulation éléments finis sont présentées dans le chapitre 5. Ces raisons sont notamment :

- la simplification de la modélisation du phénomène de frottement,
- l'utilisation du modèle de la loi de comportement plastique obtenue par l'analyse de l'essai de traction uniaxiale pour décrire le comportement de matériau lors de l'essai hétérogène avec des modes de déformation différents,
- les hypothèses faites au niveau du calcul avec le code éléments finis pour effectuer la simulation en représentant une pièce tridimensionnelle axisymétrique par une ligne.

Dans le but de rendre la simulation numérique fiable et réaliste, nous avons proposé de recalibrer les paramètres de la simulation, notamment des paramètres de loi de comportement et le coefficient de frottement, en rapprochant les résultats d'essais hétérogènes réel et numérique. La méthode d'optimisation est fondée sur l'utilisation d'un réseau de neurones, qui est un bon outil pour la modélisation mathématique directe et l'optimisation des paramètres du modèle par le calcul inverse. Nous avons

appliqué cette méthode d'optimisation pour le cas d'une simulation de l'emboutissage, ce qui est un pas nouveau. L'optimisation des paramètres de comportement du matériau a été effectuée avec succès et bien validée : les résultats de la simulation avec les paramètres optimisés sont nettement plus réalistes par rapport aux résultats de la simulation initiale.

Afin de vérifier que la méthode de l'optimisation présentée trouve les solutions justes, applicables pour les cas de simulations similaires, une autre expérience a été réalisée. Une mise en forme par l'emboutissage en expansion d'une pièce axisymétrique est effectuée dans la même tôle, mais en utilisant des outillages avec d'autres caractéristiques géométriques. Les prévisions du calcul éléments finis sont validées par l'expérience. Il est constaté que la simulation numérique de la nouvelle mise en forme avec des paramètres optimisés sur le cas précédent est correcte et précise !

La méthode d'optimisation validée est applicable à différents cas. Le choix des paramètres de comportement du matériau à optimiser peut varier selon le type de mise en forme, selon le modèle de comportement approprié au cas concret.

Par rapport à l'aspect transfert, on propose dans ce mémoire des éléments pour que des industriels puissent utiliser fiablement les outils numériques dont ils disposent pour optimiser des opérations à moindre frais.

En perspective, l'optimisation par réseau de neurones va être appliquée suivant deux étapes successives : d'abord, en ajustant la simulation éléments finis de la mise en forme à partir d'une expérience hétérogène réelle, proche du cas à traiter et ensuite, sur la base de cette simulation réaliste, en optimisant les paramètres du procédé d'emboutissage pour obtenir les caractéristiques géométriques de l'embouti visées.

Il faut se rendre compte que la modélisation phénoménologique des comportements des matériaux utilisée dans la thèse a ses limites. Elle sera remplacée avec le temps par la modélisation multi-échelles qui est fondée sur la description des phénomènes et mécanismes physiques responsables de la plasticité. Mais actuellement, les modèles de ce type sont complexes, par conséquent, le temps de calcul numérique est long, l'identification des paramètres de ces modèles est assez délicate et elle doit être effectuée au niveau des microstructures avec un équipement spécial. La transition de la modélisation phénoménologique à une modélisation multi-échelles passera certainement par une utilisation de modèles mathématiques intermédiaires de type micro-macro. Dans ce cas-là, les méthodes présentées ici pour identifier et optimiser les paramètres des modèles peuvent être utiles.

Bibliographie

- [Ale 95] Jacques Alexis, *Pratique industrielle de la méthode Taguchi. Les plans d'expériences*, AFNOR, 1995
- [Arc 04] Site de l'entreprise « Arcelor Auto Group » www.arcelor.fr
- [Arr 90] Arrieux Robert, *Détermination théorique et expérimentale des courbes limites de formage en contraintes*, Thèse d'état, Institut National des Sciences Appliquées de Lyon, 1990
- [Arr 90] Arrieux Robert, *Détermination théorique et expérimentale des courbes limites de formage en contraintes*, Thèse d'état, Institut National des Sciences Appliquées de Lyon, 1990
- [Ban 97] Banabic D., *Sheet metal formability predicted by using the new (1993) Hill's yield criterion*, Advanced Methods in Materials Processing Defects, Ed. M.Predeleanu and P.Gimormini, Elsevier Science B.V., p. 257-264, 1997
- [Ban 99] Banabic D., Balan T., Pohlandt K., *Analytical and Experimental Investigation on Anisotropic Yield Criteria*, Proc. 6 ICTP-218, p. 1411-1416, Sheet metal formability, Romania, 1999
- [Bar 87] Barlat F. et Richmond O., *Prediction of Tricomponent Plane Stress Yield Surfaces and Associated Flow Behavior of Strongly Textured F.C.C Polycrystalline Sheets*, Materials Science and Engineering, Vol. 95, p. 15-29, 1987
- [Bar 87] Barlat F. and Richmond O., *Prediction of tricomponent plane stress yield surfaces and associated flow and failure behaviour of strongly textured f.c.c. polycrystalline sheets*, Mat. Sc. Eng., Vol. 95, p. 15-29, 1987
- [Bar 91] Barlat F., Lege D.J., Brem D.J., *A six-Component Yield Function for Anisotropic Materials*, International Journal of Plasticity, Vol. 7, pp. 693-712, 1991

- [Bat 05] Batoz J.L., Naceur H., Guo Y.Q., *Approche inverse pour la modélisation et l'optimisation du procédé d'emboutissage et fonctionnalités du logiciel Fast_Stamp* 17 Congrès Français de Mécanique, Troyes, Septembre 2005
- [Bér 94] Béranger G., Henry G., Sanz G., « *Le livre de l'acier* », Ed. Lavoisier Tec&Doc, 1994
- [Bes 01] Besson Jacques, Cailletaud Georges, Chaboche Jean-Louis, Forest Samuel, *Mécanique non linéaire des matériaux*, HERMES Science Europe Ltd, Paris, 2001
- [Bou 03] Bouvier S., Teodosiu C., Haddadi H. and Tabacaru V., *Anisotropic work-hardening behaviour of structural steels and aluminium alloys at large strains* EDP Sciences, Lae Ulis, 105, 2003
- [Bra 05] Braby G., Schnakovszky C., Chirita B., Chirila C., Axine C., *Application of Taguchi's method for tools and process optimization in the case of industrial parts made by metal sheets forming*, International conference Net-Shape Sheet Metal Forming, Woslowo, Pologne, mai 2005
- [Bro 02] Browne M.T., Hillery M.T., *Optimising the variables when deep-drawing C.P. Icups*, Journal of materials processing technology, 2002
- [Bru 03] Brunet Michel, Morestin Fabrice, Sabourin Francis and Godereaux Stephane, *Identification of non-linear kinematic hardening with bend-reverse bend experiments in anisotropic sheet-metals*, International Journal of Forming Processes, 2003
- [Cet 02] *Caractéristiques mécaniques*, Ouvrage du Centre Technique des Industries Mécaniques, 2002
- [Cha 77] Chaboche J.L. *Viscoplastic Constitutive Equation for the Description of Cyclic and Anisotropic Behaviour of Metals*, Bulletin Académique Polonais des Sciences, N°25, p.33-47, 1977
- [Chi 05] Chirita B., Braby G., Schnakovszky C., *Simulation techniques for the*

reduction of spring back in U-bending of sheet metal, International conference Net-Shape Sheet Metal Forming, Woslowo, Pologne, mai 2005

- [Col 02] Col Alain, Emboutissage des tôles, *Importance des modes de déformation*, Technique de l'Ingénieur, BM7510, 2002
- [Col 02a] Col Alain, *Emboutissage des tôles – Aspect mécanique*, Technique de l'Ingénieur, BM7511, 2002
- [Col 03] Colgan M., Monaghan J., *Deep drawing process ; analysis and experiment*, Journal of materials processing technology, 2003
- [Col 1] Col Alain, *Emboutissage des tôles. Importance des modes de déformation*, Techniques de l'ingénieur, traité Génie mécanique.
- [Col 1] Col Alain, *Emboutissage des tôles. Importance des modes de déformation. Techniques de l'ingénieur*, traité Génie mécanique.
- [Con 85] Considère A., *Mémoire sur l'emploi du fer et de l'acier dans les constructions*, Annales des Ponts et Chaussées, vol. 9, p.574, 1885
- [Cor 86] Cordebois J.P., Ladevèze P., *Sur la prévision des courbes limites d'emboutissage*, Journal de Mécanique théorique et appliquée., Vol.5, N°3, p.341-370, 1986
- [Cou 06] Piette Coudol Frédéric, *Modélisation et simulation de la tenue aux chocs des talons de chaussure femme*, Thèse doctorale, Université de Savoie, 2006
- [Cri 03] Crisbon J. Delphina, *Experimental measurement and finite element simulation of springback in stamping aluminium alloy sheets for auto-body panel application*, Thèse, Mississippi, 2003
- [Dem 00] Demeri M.Y., Lou M., Saran M.J., *A Benchmark Test for Springback Simulation in Sheet Metal Forming*, SAE Technical Paper Series: 2000-01-2657, SAE International, 2000

- [Dem 96] Demonsant Jacques, *Comprendre et mener des plans d'expériences*, AFNOR, Paris, 1996
- [Dre 04] Dreyfus G., Martinez J.-M., Samuelides M., Gordon M.B., Badran F., Thiria S., Hérault L., *Réseaux de neurones, Méthodologie et applications*, Groupe Eyrolles, 2^{ème} édition, 2004
- [Dru 49] Drucker D.C., *Relation of Experiments to mathematical Theories of Plasticity*, Journal of Applied Mechanics, Transaction of the ASME, Vol.16, pp 349-360, 1949
- [Dum 01] Dumoulin Stéphane, *De l'utilisation d'une loi monocristalline en vue de caractérisation du comportement plastique du multicristal d'aluminium*, Thèse de doctorat en Mécanique, Université de Savoie, 2001
- [Dum 03] Dumoulin S., Tabourot L., Chappuis C., Vacher P., Arrieux R., *Determination of the equivalent stress-equivalent strain relation of a sample of copper in tensile loading*, Journal of Materials Processing Technology, Vol.133, pp.79-83, 2003
- [Dun 96] Dunston S., Ranjithan S. and Bernold E., *Neural Network Model for Automated Control of Springback in Rebars*, IEEE Expert/Intelligent Systems and Their Applications, 11(4), p.45-49, 1996
- [Elk 99] Elkins K.L. and Sturges R.H., *Springback Analysis and Control in Small radius Air Bending*, J. Manuf. Sci. Eng. 121(4), p.679-688, 1999
- [Fer 94] Ferron G., Makkouk R. et Morreale J. *A Parametric Description of Ortotropic Plasticity in Metal Sheets*, International Journal of Plasticity, Vol. 10, pp. 51-63, 1994
- [Gas 85] Gasperini Monique, *Contribution à la caractérisation du comportement en emboutissage en rétreint d'une tôle d'alliage Al-Mg 2% ; Application d'un critère d'instabilité plastique à l'apparition de bandes de cisaillement*, Thèse, Université de Paris-Sud, Centre d'Orsay, 1985
- [Gat 02] Gati W., Guo Y.Q., Naceur H., Batoz, J.L., *An efficient pseudo inverse*

approach for stress evaluation in sheet forming modelling, Proceedings of the 5th International Conference and Workshop on Numerical Simulation of 3D Sheet Forming Processes–Verification of simulation with experiment, Jeju Island, Korea, pp. 295-300, 21-25 September 2002

- [Goo 68] Goodwin G.M., *Application of the stain analysis to steel metal forming in press shop*, La Metallurgia Italiana, n°8, p. 767-772, 1968
- [Gos 05] Gosling M., Homberg W., Kleiner M., Klimmek Ch., *Statistical modelling of geometrical constraints for the pressure sheet metal hydro forming*, Proceedings of the 24 International Deep Drawing Research Group Congress, 2005
- [Gou 01] Goupy Jacques, *Introduction aux plans d'expériences*, Dunon, Paris, 2001
- [Guo 90] Guo Y.Q., Batoz J.L., Detraux J.M. and Duroux P., *Finite element procedures for strain estimations of sheet metal forming parts*, Int. J. Num. Meth. In Eng., 30 : 1385-1401, 1990
- [Hab 04] Habbitt, Karlson and Sorensen Inc., *Abaqus Theory Manual*, Version 6.3, Pawtucket, USA, 2004
- [Hag 95] Hagan M.T., Demuth H.B., Beale M.H, *Neural Network Design*, PWS Pub. Co., 1 edition, 1995
- [Har 67] Hart E.W. *Theory of tensile test*, Acta Met, Vol. 15, 1967
- [Hil 48] Hill R., *A theory of the yielding and plastic flow of anisotropic metal*,. Proc. Royal Soc. London, A193, p. 281-297, 1948
- [Hil 50] Hill R., *The Mathematical theory of plasticity*, Oxford university Press, pp.317-332, 1950
- [Hil 58] Hill R., *A general theory of uniqueness and stability in elastic–plastic solids*, J. Mech. Phys. Solids 6, p. 236–249, 1958
- [Hil 79] Hill R., *Theoretical Plasticity of Textured Aggregates*, Methematical

Proceeding of the Cambridge Philosophical Society, Vol. 85, pp. 179-191, 1979

- [Hil 79] Hill R., *Theoretical plasticity of textured aggregates*, Math. Proc. of the Cambridge Phil. Soc., Vol. 85, p. 179-191, 1979
- [Hil 93] Hill R., *A user-friendly of orthotropic plasticity in sheet metals*, Int. J. Mech. Sci.35. pp. 19-25, 1993
- [Hor 91] Hornik K, *Approximation capabilities of multilayer feedforward networks*, Neural Networks, 4, p. 251-257, 1991
- [Hos 72] Hosford W.F., *A Generalized Isotropic Yield Criterion*, Journal of Applied Mechanics, Transaction of the ASME, pp.607-609, 1985
- [Hos 79] Hosford W.F, *A yield Loci of anisotropic cubic metals*, 7 North American Metalworking Conf., SME, Dearborn MI, pp.191-197, 1979
- [Ina 00] Inamdar M., Date P. P., Narasimhan K, Maiti S. K. and Singh U. P., *Development of an Artificial Neural Network to Predict Springback in Air Vee Bending*, International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 16(5), p. 376-381, 2000
- [Inc 03] Incandela O. et Ledoux Y., *Optimisation assistée par ordinateur de la géométrie des outils d'emboutissage*, Compte rendu « Exposés sur le thème du retour élastique » de la Commission Thématique Emboutissage, Société Française de Métallurgie et de Matériaux, Paris, pp.10-11, Septembre 2003
- [Inc 04] Incandela O., Tabourot L., Porret P., Balland P., Arrieux R., Ducher F., *Modelling and analysis of a deep-drawing operation: key factors for successful comparisons between experimental and simulated results*, Journal of Materials Processing Technology ,155-156, p. 1105-1110, 2004
- [Kar 93] Karafillis A.P. et Boyce M.C., *A General Anisotropic Yield Criterion Using Bounds and a Transformation Weighting Tensor*, Journal of the Mechanics and Physics of Solids, Vol 41, No. 12, pp. 1859-1886, 1993

- [Kee 65] Keeler S.P., *Determination of the forming limits in automobile stamping*, Sheet Metal Industries, n° 42, 683-703, 1965
- [Kha 04] Khalfallah A., *Identification des lois de comportement élasto - plastiques par essais inhomogènes et simulations numériques*, Thèse doctorale, Laboratoire de Génie Mécanique, Université Tunis El Manar, février 2004
- [Kim 99] Kim D.J, Kim B.M., *Application of Neural Network and FEM for Metal Forming Processes*, Int. J. Mach. Tools Manuf., 40(6), p. 911-925, 1999
- [Kin 00] Kinsey B., Cao J. and Solla S. *Consistent and minimal Springback Using a stepped Binder force Trajectory and Neural Network Control*, J. Eng. Mater. Technol., 122, p. 113-118, 2000
- [Kni 89] Knibloe J.R. and Wagoner R. H., *Experimental Investigation and Finite Element Modeling of Hemispherically Stretched Steel Sheet*, Metal. Trans. A, Vol. 20A , p. 1509-1521, 1989
- [Led 05] Ledoux Y., *Optimisation des procédés d'emboutissage par caractérisation géométrique et essais numériques*, Thèse de doctorat, Université de Savoie, décembre 2005
- [Lem 88] Lemâitre J., Chaboche J.-L., *Mécanique des matériaux solides*, Dunon, 1988
- [Lep 05] Lepadatu D., Kobi A., Hambli R., Baguernard X. and Jaulin L., *Springback of Stamping Process Optimization Using Interval Computation Method* 44th IEEE Conference on Decision and Control and European Control Conference ECC 2005 Seville, (Spain), 12-15 December 2005
- [Lie 02] Liew K.M., Tapabrata Ray, Tan H., Tan M.J., *Evolutionary Optimisation and Use of Neural Network for Optimum Stamping Process Design for Minimum Springback*, Journal of Computer and Information Science and Engineering, 2002
- [Liv 01] Livatyali H., Altan T., *Prediction and elimination of straight flanging using computer aided design methods, part.1. Experimental investigation*, Journal

of material processing technology, 2001

- [Log 80] Logan R.W. et Hosford W.F., *Upper-Bound Anisotropic Yield Locus Calculations Assuming $\langle 111 \rangle$ - Pencil Glide*, International Journal of Mechanical Sciences, Vol.22, pp.419-430, 1980
- [Lou 05] Louche H., Vacher P., Arrieux R., *Thermal observations associated with the Portevin-Le Châtelier effect on an Al-Mg alloy*, Mater. Sci. Eng. A., Vol. 404, pp. 188-196, 2005
- [Lou 99] Louche Hervé, *Analyse par thermographie infrarouge des effets dissipatifs de la localisation dans des aciers*, Thèse, Science et Techniques du Languedoc, 1999
- [Lud 09] Ludwick P., *Elemente der technologischen mechanik* , Springer Verlag, Berlin , 1909
- [Man 98] Manabe K., Yang M. et Yoshihara S., *Artificial Intelligence Identification of Process Parameters and Adaptive Control System for Deep-Drawing Process*, J. Mater. Process. Technol., 80-81(1), p.421-426, 1998
- [Mar 67] Marciniak Z., Kuczynski K., *Limit strains in the process of stretch forming sheet metal*, Int. J. Mech. Sci. 9, p. 609–620, 1967
- [Mar 73] Marciniak Z., Kuczynski K., T. Pokova, *Influence of the plastic properties of a material on the forming limit diagram for the sheet metal in tension –* Int. J. Mechanical Science, vol. 15, p.789-805, 1973
- [Mat 06] <http://www.mathworks.fr/products/neuralnet/>, Le site de la société The MathWorks, l'éditeur du logiciel MatLab avec Neural Network Toolbox
- [McCul 43] McCulloch W. S., Pitts W., *A logical calculus of the ideas immanent in nervous activity*, Bulletin of Mathematical Biophysics, 5, p. 115-133, 1943
- [Mei 86] Meirovitch L., *Elements of Vibration Analysis, 2nd ed.*, McGraw-Hill (New York), 1986

- [Mis 13] Von Mises, *Gottinger Nachrichten, Math. Phy. Klasse*, 582, 1913
- [Mor 01] Moreira L. P. and Ferron G., *Influence of the plasticity model in sheet metal forming simulation*, Proceedings of the International Conference on Advances in Materials and Processing Technologies, AMPT 2003, Vol.I, pp.595-598, 8-11 July 2003
- [Mos 03] Mostafa El Mouatassim, Renault, *Maîtrise de la géométrie des pièces emboutie*, Compte rendu « Exposés sur le thème du retour élastique » de la Commission Thématique Emboutissage, Société Française de Métallurgie et de Matériaux, Paris, pp.8-9, Septembre 2003
- [Mou 02] Moussy F., *Interaction modèle-expériences dans l'industrie nécessité et limites*, Journal of Physic, EDP Science, Les Ulis, 2002
- [Net 06] <http://www.netral.com/index.html>, Le site de la société NETRAL, l'éditeur du logiciel NEURO ONE, 2006
- [Nfa03] *Méthode d'essais mécaniques : Essai de traction*, Norme française
- [Pai 04] Pairel E., Ledoux Y., Arrieux R., Tabouot L., Incandela O., *Correction of geometrical defects of stamping parts by numerical simulation and design of experiment*, Archives of Civil and Mechanical Engineering, Vol.IV, No.4, 2004
- [Pair 04] Pairel E., Ledoux Y., Tabourot L., Incandela O. and Arrieux R., *A method to determine relations between process conditions and draw part geometry*, accepted for the XVI international scientific and technological conference on Design and technology of drawpieces and die stamping, Poznan, Poland, June 2004
- [Pil 92] Maurice Pillet, *Introduction aux plans d'expériences par la méthode Taguchi*, Les éditions d'organisation, 224p, 1992
- [Pri 94] Prior A.M., *Application of Implicit and Explicit Finite Element Techniques to Metal Forming*, Proceeding of the 5th International Conference in Metal Forming, University of Birmingham, 1994

- [Ric 76] Rice J.R., *The localization of plastic deformation*, Proc of 14 In Congress of Theoretical and Applied Mechanics, Delf, Holland, p. 207-220, 1976
- [Ruf 98] Ruffini R., Cao J., *Using Neural Network for Springback Minimization In a Channel Forming Process*, Journal of Materials & Manufacturing, Vol.107, Section5, p.65-73, 1998
- [Sep] Site de Société d'Emboutissage Précis (SEP)
www.sep.fr
- [Ses 04] Service des Etudes et des Statistiques Industrielles (SESSI) du Ministère de l'Economie, des Finances et de l'Industrie
<http://www.industrie.gouv.fr/sessi/>, 2004
- [Set 01] CETIM, *Livre sur l'emboutissage*, 2001
- [Sun 96] Sunseri M., Cao J., Karaffilis A. P. and BoyceM.C., *Accommodation of Springback Error in Channel Forming Using Active Binder Force Control : Numerical Simulations and Results*, J. Eng. Mater. Technol., 118(3), p. 426-435, 1996
- [Swi 52] Swift W., *Plastic instability under plane stress*, J. Mech. Phys. Solids 1, p. 1-18, 1952
- [Tab 01] Tabourot Laurent, *Vers une vision unifiée de la plasticité cristalline, Habilitation à diriger des recherches*, Université de Savoie, 2001
- [Tab 02] Tabourot L., Fivel M., Balland P., Louche H., Toussaint F., *Modelling kinematical hardening for dislocation based plasticity models*, Colloque Franco-Russe, Saint Petersburg, Russie, 2002.
- [Tab 05] Tabourot L., Vacher P., Coudert T., Toussaint F., Arrieux R., *Numerical determination of strain localisation during finite element simulation of deep drawing operations*, Journal of Materials Processing Technology, Volume 159, Issue 2, p. 152-158, 2005

- [Tag 87] Taguchi G., *System of experimental design (tome I et II)*, Unipub/Kraub, 1987
- [Tei 05] Teixeira P., Santos A.D.D., Rocha A.B.D., Duatre J.F., Paiva R., Neto R., *A methode for tool springback compensation in sheet metal forming by using FE modelling*, International conference Net-Shape Sheet Metal Forming, Woslowo, Pologne, mai 2005
- [Teix 05] Teixeira P., Santos A.D.D., Rocha A.B.D., Duatre J.F., *Experimental validation of sheet metal forming simulation*, International conference Net-Shape Sheet Metal Forming, Woslowo, Pologne, mai 2005
- [Tek 00] Tekkaya E., *State of the art of simulation of sheet metal forming*, Journal of Material Proceeding Technologie, 2000
- [Tey 93] Teylor et al., *Springback of two-dimensional draw bending*, Abaqus, Example Problems Manual, version 6.3, 1.5.1-1-1.5.1-6., 1993
- [Tre 64] Tresca H., *Comptes Rendus Acad. Sci.*, 59, 754, 1864
- [Tro 96] Tronignon, Coorevits, David, Dietrich, Facy, Hugonnaud, *Précis de construction mécanique*, Tome 2, AFNOR Nathan, 1996
- [Usi 05] Site de l'entreprise Usinor Auto,
<http://www.usinorauto.com/services/emboutissage5.htm>
- [Vac 03] Vacher P., *Apport des techniques de corrélation d'images en mécanique : Analyse de déformation et numérisations 3D*, Habilitation à Diriger des Recherches de l'Université de Savoie, 10 décembre 2003
- [Vac 99] Vacher P., Dumoulin S., Morestin F., Mguil-Touchal S., *Bidimensional strain measurement using digital images*, Proc. Instr. Mech. Eng. 213, p.811-817, 1999
- [Vis 03] Viswanathan V., Kisney B., Cao J. *Experimental Implementation of Neural Network Springback Control for Sheet Metal Forming*, Journal of Engineering Materials and technology, vol.123, p.141-147, 2003

- [Voc 48] Voce E., *The relationship between stress and strain for homogeneous deformation* , J. Inst. Metals , 74 , p. 537-562 , 1948
- [Wat 99] Wattrisse Bertrand, *Etude cinématique des phénomènes de localisation dans des aciers par intercorrélation d'image*, Thèse doctorale, Université Montpellier II, 1999

6 ANNEXES

6.1 Annexe A. L'identification des constantes du domaine de déformation élastique pour l'alliage d'aluminium Al6061T4 et l'acier DC05

6.1.1 Méthode statique

Dans le domaine de déformation élastique, le tenseur d'élasticité dans le cas deux dimensionnel (sous l'hypothèse de contraintes planes) de traction uniaxiale est présenté par la matrice :

$$\boldsymbol{\varepsilon}_{el} = \begin{bmatrix} \sigma / E & 0 & 0 \\ 0 & -\nu\sigma / E & 0 \\ 0 & 0 & -\nu\sigma / E \end{bmatrix} \quad (46)$$

avec E - le module d'Young, paramètre qui caractérise la résistance du solide à la déformation uniaxiale

ν - coefficient de Poisson sans dimension.

L'analyse de la courbe contrainte vraie - déformation vraie issue de l'essai de traction uniaxiale dans la zone correspondante à la déformation élastique permet de déterminer le module d'élasticité d'Young.

Dans le domaine élastique, la déformation longitudinale ε est proportionnelle à la contrainte σ . Ce comportement se traduit par la relation unidimensionnelle :

$$\sigma = E\varepsilon \quad (47)$$

où E est le module d'Young exprimé en MPa.

Le module d'Young E se détermine en calculant la pente de la droite qui passe par les points du domaine élastique (voir **Figure 123**).

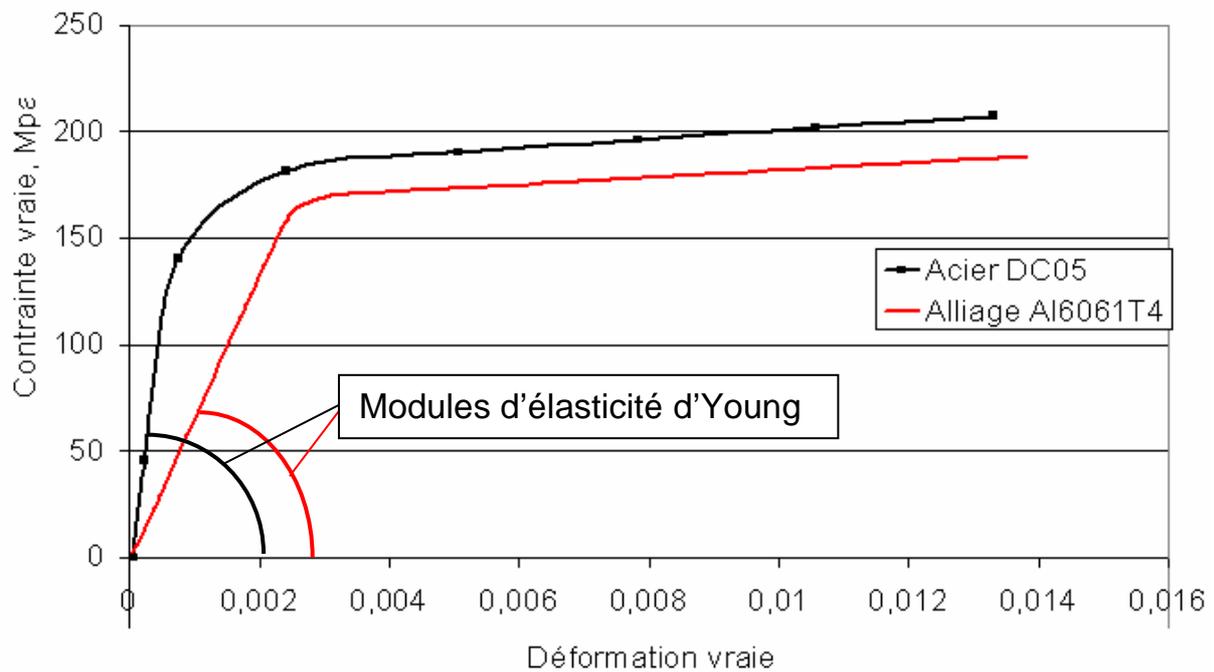


Figure 123. Courbes contrainte - déformation vraie pour la détermination du module d'Young (vitesse de déformation 10-3 /s).

L'allongement de l'éprouvette dans le sens de la traction entraîne une augmentation du volume. Les déformations latérales ϵ_{22}^{el} et ϵ_{33}^{el} permettent de compenser cette augmentation. Pour le matériau isotrope, les déformations ϵ_{22}^{el} et ϵ_{33}^{el} sont égales. L'effet de contraction latérale est généralement mesuré par rapport à la déformation dans la direction de traction. On définit alors le coefficient de Poisson ν par :

$$\nu = -\frac{\epsilon_{22}^{el}}{\epsilon_{11}^{el}} = -\frac{\epsilon_{33}^{el}}{\epsilon_{11}^{el}} \quad (48)$$

Le coefficient de Poisson ν est calculé à l'aide de l'analyse d'images en relevant les valeurs des déformations élastiques longitudinale ϵ_{11}^{el} et transversale ϵ_{22}^{el} pour les images situées dans le domaine élastique.

Les paramètres élastiques obtenus pour ces métaux sont donnés dans le **Tableau 18**.

	Al6061T4	DC05
Module d'Young	69 GPa	186,5 GPa
Coefficient de Poisson	0,35	0,3

Tableau 18. Paramètres élastiques déterminés pour l'acier DC05 et l'alliage d'aluminium Al6061T4.

6.1.2 Méthode dynamique de détermination de module d'Young

Dans le domaine des basses ou moyennes fréquences, il est possible de déduire le module d'Young de la mesure des premières fréquences propres d'une poutre en vibration en flexion. La fréquence dépend des conditions aux limites.

Par exemple, le module d'Young est déterminé pour la tôle d'alliage d'aluminium Al6061T4 en enregistrant la première fréquence f pour une éprouvette rectangulaire encastree aux deux extrémités.

Par la théorie d'Euler-Bernoulli [Mei 86], dans ce cas-là le module d'Young s'exprime par :

$$E = \frac{\rho * A}{I} * \frac{4\pi^2 L^4 f^2}{(22.37)^2} \quad (49)$$

où $L=0,0253$ m est sa longueur,

$I=2,108*10^{-12}$ m⁴ est son moment d'inertie de flexion,

$\rho=2700$ kg/m³ est la masse volumique du matériau,

$A=0,0253*10^{-3}$ m² est la section constante de l'éprouvette (largeur 0,0253m X épaisseur 0,001 m),

$f= 224$ Hz est la première fréquence enregistrée (voir la **Figure 124**).

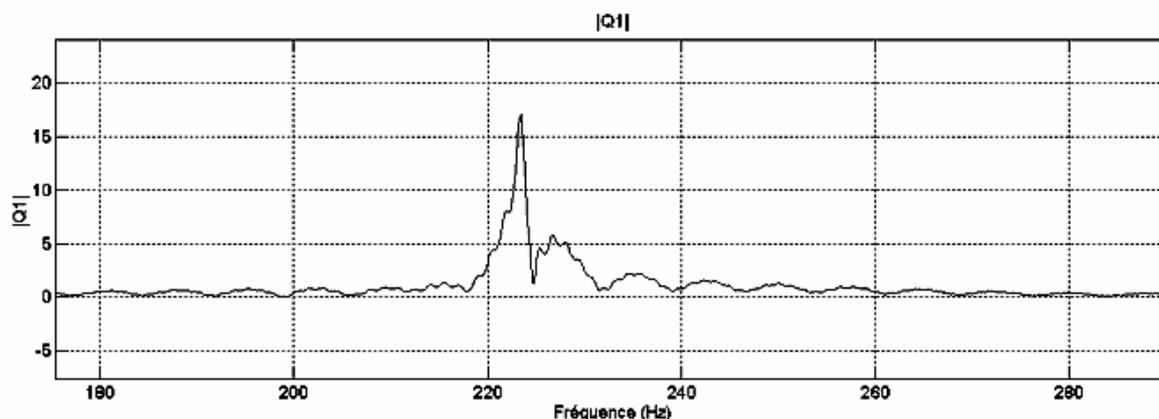


Figure 124. Détermination du module d'Young pour la tôle d'alliage d'aluminium 6061T4 par une méthode dynamique.

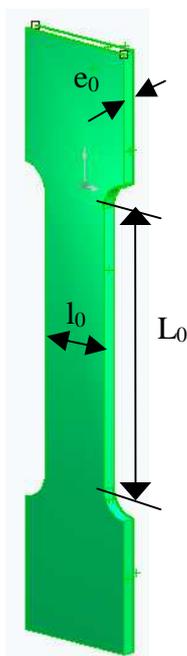
Ainsi, le module d'Young déterminé est de 72 GPa. On constate, que la méthode dynamique donne la valeur de rigidité un peu plus grande par rapport à la valeur du module d'Young de 69 GPa obtenue en utilisant la méthode statique. Ce phénomène est observé car les méthodes dynamiques ne prennent pas en compte certains mouvements « visqueux » d'atomes et de molécules.

Pour les calculs éléments finis, est retenue la valeur de module d'Young statique (moins élevée) car comme le montre l'expérience, cette valeur donne des résultats de simulations plus proches de la réalité, surtout au niveau de prédiction de l'effet du retour élastique. Et en plus, souvent une petite diminution du module d'Young est observée lors de la décharge de la pièce déformée par rapport à la valeur initiale du module.

6.2 Annexe B. Présentation d'un essai de traction uniaxiale

6.2.1 Méthode classique d'identification de la courbe de référence à partir de l'essai de traction

Lors de l'essai de traction, l'éprouvette normalisée schématiquement présentée sur la **Figure 125** est soumise à une sollicitation uniaxiale (un déplacement avec la vitesse constante) qui engendre un état de contrainte ou de déformation considéré comme uniforme dans tout le volume utile, alors représentatif du comportement d'un élément de volume. Pour assurer une homogénéité correcte des déformations, l'éprouvette est réalisée avec une zone utile où se concentre la déformation lors de l'essai.



Une éprouvette est caractérisée par :

Son épaisseur initiale e_0

Sa largeur initiale de la zone utile l_0

Sa longueur initiale de la zone utile L_0

Figure 125. Eprouvette pour un essai de traction.

L'effort appliqué F et le déplacement ΔL enregistrés directement lors de l'essai de traction ne sont absolument pas intrinsèques au matériau. Ils dépendent de la géométrie de l'éprouvette. On définit alors des grandeurs unidimensionnelles spécifiques dans le but d'obtenir des relations indépendantes de la géométrie initiale de l'éprouvette. La loi de comportement locale du matériau relie deux quantités : la déformation et la contrainte.

La déformation nominale notée ϵ_{nom} est obtenue en mesurant le déplacement noté ΔL de la matière sur la distance L_0 (voir **la Figure 125**) à un instant donné :

$$\varepsilon_{nom} = \frac{\Delta L}{L_0} \quad (50)$$

De plus, les valeurs de déformation nominale entre les deux couteaux de l'extensomètre sont enregistrées directement.

La contrainte nominale notée σ_{nom} se déduit de l'effort F mesuré par la machine et de la section initiale S_0 de l'éprouvette :

$$\sigma_{nom} = \frac{F}{S_0} = \frac{F}{l_0 * e_0} \quad (51)$$

A un instant donné, cette contrainte est supposée identique en tout point considéré de la zone utile.

Il est nécessaire de distinguer les déformations et contraintes vraies des déformations et contraintes nominales (conventionnelles).

La contrainte vraie (Cauchy) σ prend en compte la réduction de section qui s'opère lors de l'essai de traction en rapportant la force appliquée à la section courante S de l'éprouvette :

$$\sigma = \frac{F}{S} = \frac{F}{l * e} \quad (52)$$

Le lien entre les deux contraintes introduites est établi en utilisant l'hypothèse d'incompressibilité :

$$\sigma = \sigma_{nom} (1 + \varepsilon_{nom}) \quad (53)$$

Une autre mesure de la déformation est la déformation logarithmique ou déformation vraie qui prend en compte le changement de longueur de l'éprouvette au cours de l'essai. La déformation vraie est liée à la déformation nominale par l'équation :

$$\varepsilon = \ln\left(1 + \frac{\Delta L}{L_0}\right) = \ln(1 + \varepsilon_{nom}) \quad (54)$$

Toutes les études de comportement de matériau ne seront présentées ensuite qu'en grandeurs vraies.

La courbe contrainte vraie en fonction de la déformation vraie (**Figure 126**) est tracée schématiquement pour le cas d'une expérience de traction simple sur une éprouvette métallique à température ambiante.

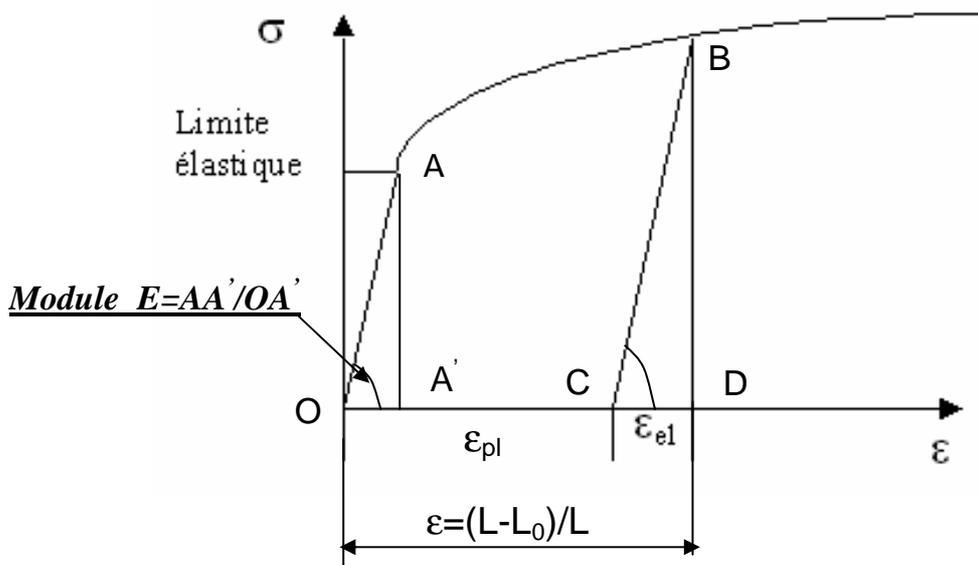


Figure 126. Présentation schématique de la courbe contrainte vraie – déformation vraie lors d'un essai de traction.

Tant que la contrainte appliquée reste inférieure à un certain seuil (point A) appelé la limite d'élasticité, la déformation du matériau reste réversible. Dès qu'on dépasse ce seuil, il apparaît des déformations irréversibles superposées aux déformations réversibles : on dit que le matériau entre dans le domaine élasto-plastique. Si on continue à le charger, on observe un durcissement du matériau, ce phénomène est appelé l'écrouissage plastique.

Notons qu'une décharge à partir du point B traduite par la courbe BC s'effectue parallèlement à AO. Si le chargement est totalement supprimé (point C), on est alors en présence d'une déformation OC non nulle : c'est la déformation résiduelle ou plastique. La déformation CD est la déformation élastique. A partir de point C, une nouvelle mise en charge s'effectue d'une manière réversible jusqu'au point B puis irréversible au-delà de ce point.

Le module d'Young E est un paramètre qui caractérise la résistance du matériau à la déformation. Pour identifier le module d'Young E, on calcule la pente de la droite OA (Figure 126).

Pour identifier et modéliser la loi de comportement du matériau dans une zone de déformation plastique, il faut déterminer la dépendance de la contrainte vraie de la déformation vraie plastique. Pour calculer la déformation plastique irréversible, il faut déduire la composante de déformation élastique de la déformation totale courante (voir **Figure 126**) :

$$\varepsilon_{pl} = \varepsilon - \varepsilon_{el} = \varepsilon - \frac{\sigma}{E} \quad (55)$$

Somme toute, les relations entre grandeurs issues de l'essai de traction sont regroupées dans le tableau :

Contrainte nominale, σ_{nom}	Déformation nominale, ε_{nom}	Contrainte vraie, σ	Déformation vraie, ε	Déformation vraie plastique, ε_{pl}
F/S_0	$\Delta L/L_0$	$F/S = \sigma_{nom}(1 + \varepsilon_{nom})$	$\Delta L/L = \ln(1 + \varepsilon_{nom})$	$\varepsilon - \sigma/E$

Tableau 19. Equations pour calculer des contraintes et déformations à partir de l'essai de traction.

6.2.2 Eléments sur les techniques d'expérimentation lors de l'essai de traction uniaxiale.

La géométrie des éprouvettes normalisées utilisées lors des essais de traction est détaillée sur la **Figure 127**.

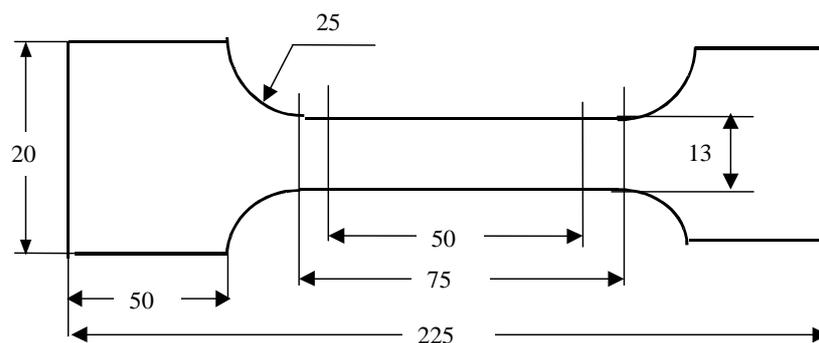


Figure 127. Eprouvette normalisée pour l'essai de traction (dimensions en mm).

La chaîne complète de l'acquisition des données lors de l'essai de traction est montrée sur la **Figure 128**.

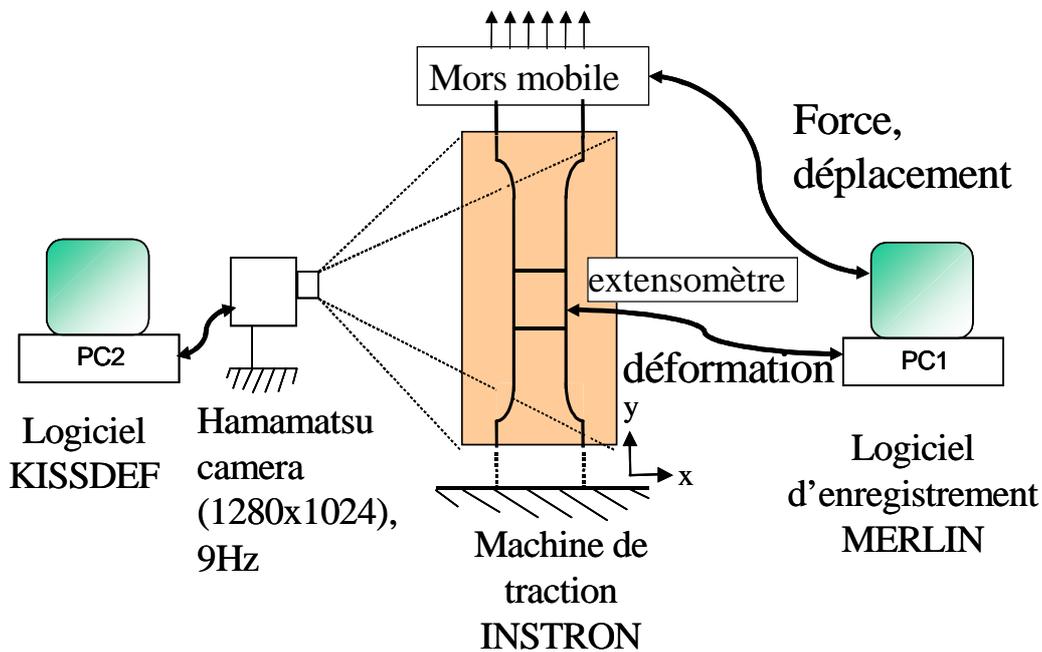


Figure 128. Chaîne d'acquisition des données lors de l'essai de traction pour l'identification des comportements des matériaux.

Un essai de traction d'une éprouvette est réalisé à partir d'une machine de traction uniaxiale INSTRON TM 5569. L'éprouvette est positionnée dans deux mors auto serrant dont l'un est fixe et l'autre assemblé à la traverse mobile. Le déplacement croissant de la traverse mobile entraîne la déformation contrôlée de l'éprouvette.

On fixe sur l'éprouvette un extensomètre pour mesurer directement la déformation nominale entre les deux couteaux de l'extensomètre.

L'effort appliqué est mesuré au moyen d'une cellule de force montée en série entre le bâti et le mors mobile. Le logiciel d'acquisition de données et de contrôle de la machine MERLIN est installé sur un ordinateur en liaison série avec la machine de traction. Ce programme traite et enregistre, à une fréquence choisie, les données issues des différents capteurs de la machine (cellule de force, capteur de déplacement, extensomètre) au cours d'un essai. La capacité de la machine est de 50kN avec une précision en déplacement de la traverse de $\pm 0,02\text{mm}$ (pleine échelle) et une précision de la cellule de force $\pm 0,5\%$.

Afin de déterminer l'évolution du champ de déformation lors de l'essai de traction, une autre méthode est utilisée parallèlement : la méthode d'analyse d'images. L'acquisition des images de la surface de l'éprouvette lors de l'essai est effectuée au moyen d'une caméra numérique Hamamatsu avec une résolution 1280×1024 pixels monochrome et une fréquence 9 Hz.

Le dispositif d'acquisition des images est présentée sur la **Figure 129**.

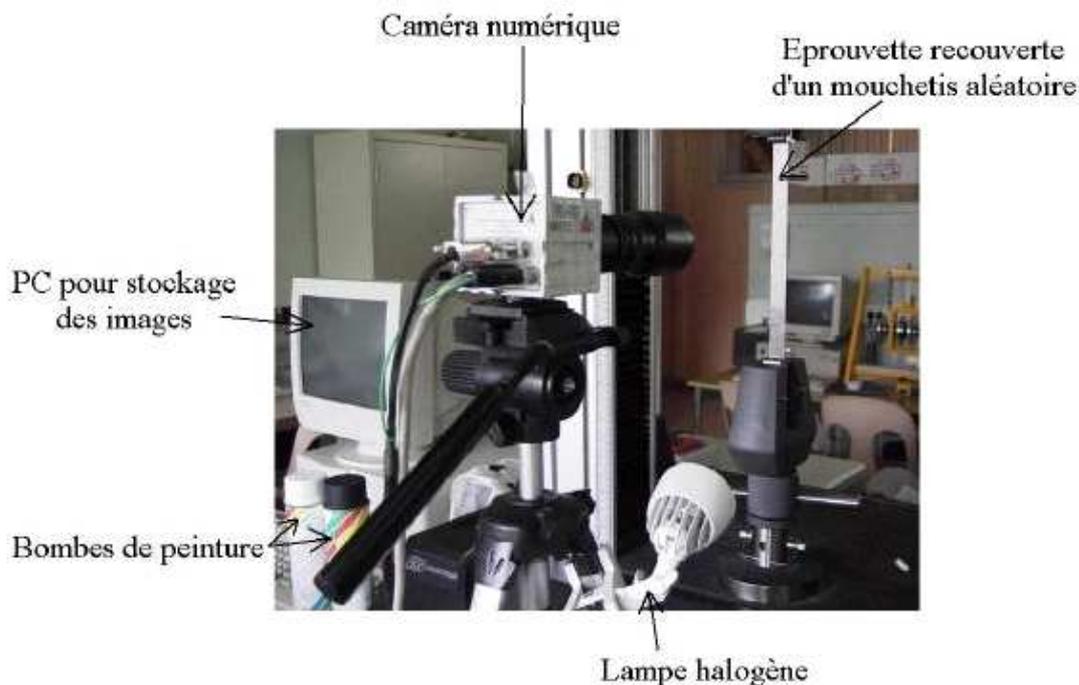


Figure 129. Dispositif d'acquisition des images sur la machine de traction INSTRON 50kN utilisée pour des essais de traction.

La méthode d'analyse d'images repose sur un algorithme de corrélation de niveaux de gris aléatoires sur les images numériques enregistrées au cours de l'essai de traction. Pour obtenir des motifs aléatoires avec différents niveaux de gris, la surface de l'éprouvette est peinte avec des peintures noire et blanche (voir **Figure 130**).

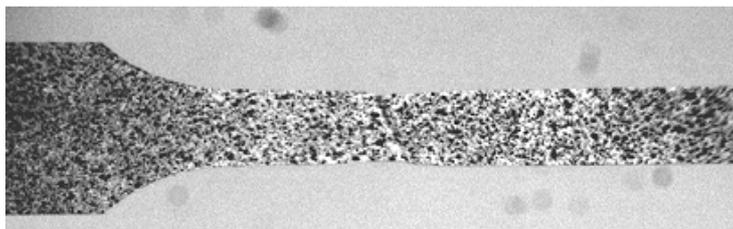


Figure 130. Peinture réalisée sur l'éprouvette avant un essai de traction pour déterminer l'évolution du champ de déformation lors de l'essai par la méthode d'analyse d'images.

L'éclairage de l'objet lors de l'essai est primordial. Il doit être constant et diffus pour ne pas créer des zones d'ombres pendant l'opération. La caméra est placée afin que son axe focal soit perpendiculaire à la surface à étudier. Il faut conserver la distance constante entre la caméra et l'éprouvette pendant toute l'opération sous peine d'introduire des déformations parasites. Le principe de l'enregistrement des images est le suivant : une source lumineuse éclaire un objet, le faisceau réfléchi dans une lentille

afin d'obtenir une image de cet objet sur une matrice de capteurs CCD. L'image est alors numérisée et devient une fonction discrète de valeurs entières de l'intensité lumineuse perçue par chacun des capteurs.

Avant de lancer un essai de traction, il faut enregistrer une première image de l'éprouvette. Ensuite, au cours de l'essai avec une fréquence prédéfinie sont enregistrées de 100 jusqu'à 200 photos numériques de la même surface de l'éprouvette en utilisant le logiciel VISIONStage.

Les images ainsi enregistrées sont ensuite dépouillées informatiquement avec le logiciel Sept-D. Cet outil informatique développé au laboratoire par Pierre Vacher [Vac 99] est fondé sur une approche de corrélation entre deux images.

Une mise en corrélation des images permet de déduire les champs de déplacements et de déformations (Green-Lagrange, logarithmiques,...), les vitesses de déformation, sur toute l'éprouvette correspondantes à chaque instant de prise des images.

La qualité du résultat obtenu dépend de multiples facteurs : qualité des images, qualité de l'éclairage, qualité du motif aléatoire, homogénéité ou hétérogénéité des déformations. Le critère d'évolution des incertitudes de mesure proposé dans le logiciel Sept-D est défini par l'ensemble des distances séparant les sommets des quadrilatères adjacents de la grille déformée. Par continuité de la matière, ces distances devraient être nulles. Ces paramètres, proche d'une notion de fidélité, donne une idée assez correcte des imperfections, en pixel (**Figure 131**).

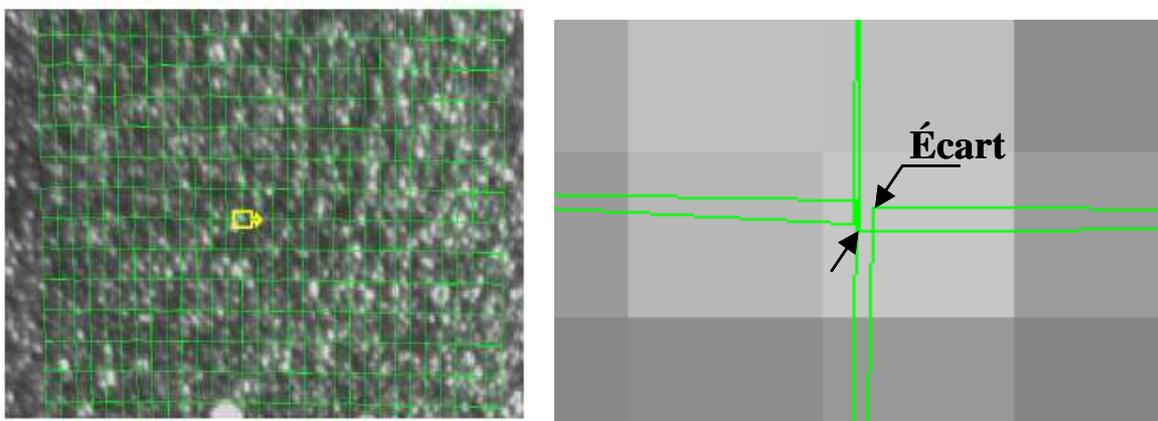


Figure 131. Visualisation d'écarts entre quadrilatères lors d'un essai de la mise en forme. L'écart visible sur images de droite caractérise une erreur de fidélité.

Dans les analyses d'images effectuées lors du présent travail, pour un carré de grille de côté 10 pixels, des écarts de l'ordre $\pm 0,001$ sont observés. Ainsi, la précision en déformation est de 10^{-4} .

6.3 Annexe C. Modélisation de l'écroûissage cinématique et mixte à partir des essais cycliques de cisaillement

6.3.1 Eléments sur les techniques d'expérimentation lors de l'essai de cisaillement.

Le principe de l'essai de cisaillement simple est illustré sur la **Figure 132**. La longueur de l'éprouvette cisailée L doit être importante par rapport à la hauteur h de façon à minimiser le couple parasite induit par les efforts de cisaillement.

Concrètement, pour les essais, les éprouvettes ont une hauteur utile de 4 mm et la longueur de 50 mm.

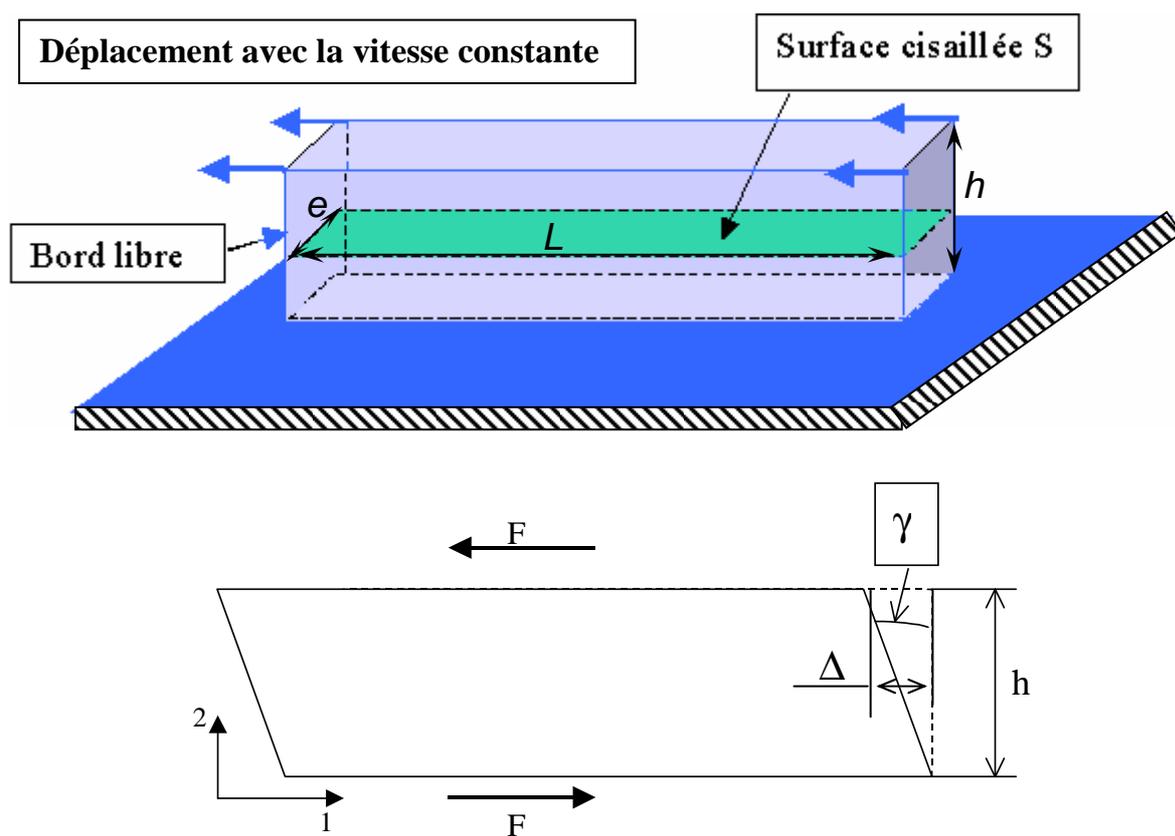


Figure 132. Configuration schématique de l'essai de cisaillement.

Une force tangentielle F est appliquée à une éprouvette dans le but d'obtenir une contrainte tangentielle. La contrainte de cisaillement est définie par :

$$\tau = \frac{F}{L * e} = \frac{F}{S} \quad (56)$$

où S est la surface cisailée.

La déformation de cisaillement correspondante est obtenue en divisant le déplacement d'un bord Δ par la hauteur utile de l'éprouvette h :

$$\gamma_{calcul} = \frac{\Delta}{h} \quad (57)$$

Les essais de cisaillement ont été effectués sur l'équipement de l'Institut National Polytechnique de Grenoble. Avant un essai de cisaillement, une éprouvette est positionnée dans deux mors dont l'un est fixe et l'autre mobile. Un capteur de déplacement fixé est mis au contact directement avec le mors mobile (voir la **Figure 133**). Ensuite, il faut décrire et programmer l'essai envisagé en utilisant un logiciel de pilotage. Par ce moyen sont déterminés : la vitesse de déformation, les nombres et l'amplitude des cycles en cas d'essai cyclique, la fréquence d'enregistrement automatique des données (**Figure 134**). Dans le cas présent, sont enregistrées les valeurs de la force appliquée et du déplacement du mors mobile.

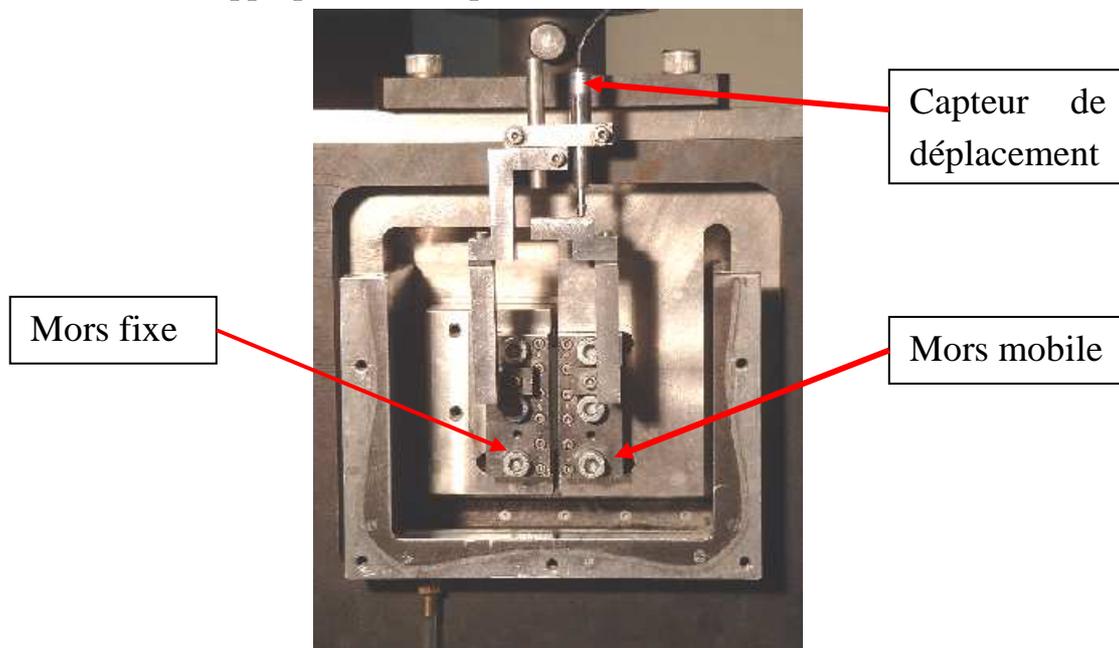


Figure 133. Dispositif de l'essai de cisaillement.



Figure 134. Machine de cisaillement et équipement pour effectuer le pilotage d'un essai et l'enregistrement des données (valeurs de la force et du déplacement) au cours d'un essai.

A partir des données enregistrées et des valeurs géométriques de l'éprouvette en utilisant les équations (56) et (57) sont obtenus les points de la courbe contrainte vraie de cisaillement τ (MPa) en fonction de la déformation de cisaillement γ_{calcul} .

Il faut signaler un point important. Les deux zones d'extrémités ne sont pas en cisaillement à cause du bord libre (**Figure 135**). Pour cette raison, l'évolution de l'angle γ_{calcul} obtenu par l'équation (57) à partir de la valeur de déplacement lors de l'essai ne peut pas être considéré comme un calcul très précis. Ainsi, il est nécessaire de prendre en compte l'effet du bord et de corriger les valeurs de l'angle de cisaillement.

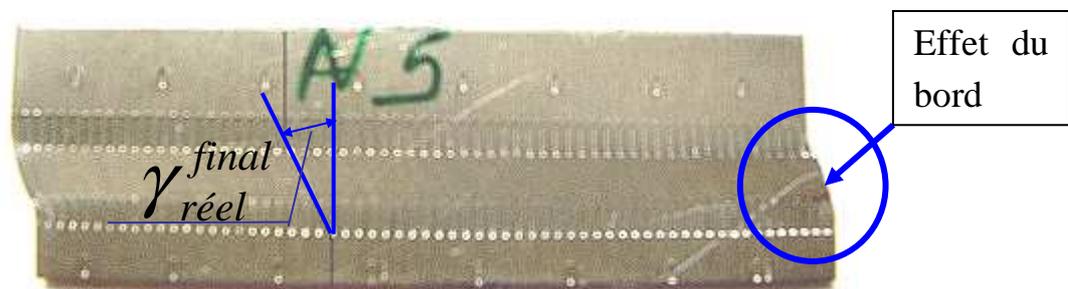


Figure 135. Eprouvette cisailée. Observation de l'effet du bord et de l'angle de cisaillement γ .

Pour faire cette correction, il faut effectuer la procédure suivante. Avant de lancer l'essai, un trait vertical doit être griffé sur la surface de l'éprouvette. A la fin de l'essai,

une inclinaison de ce trait mesuré sur un microscope représente l'angle final réel de cisaillement $\gamma_{réel}^{final}$ (**Figure 135**). Ensuite, il est nécessaire d'établir le coefficient d'ajustement comme un rapport de l'angle de cisaillement réel $\gamma_{réel}^{final}$ et l'angle final issu du calcul γ_{calcul}^{final} :

$$k = \frac{\gamma_{réel}^{final}}{\gamma_{calcul}^{final}} \quad (58)$$

Finalement, pour ajuster les valeurs de l'angle de cisaillement calculées, il faut les multiplier sur le coefficient k déterminé ci-dessus :

$$\gamma = k\gamma_{calcul} \quad (59)$$

Les courbes contrainte vraie de cisaillement τ (MPa) en fonction de la déformation de cisaillement γ pour l'acier DC05 et l'alliage d'aluminium Al6061T4 sont présentées sur la **Figure 136**. Ces essais sont effectués sous le chargement monotone avec une vitesse de déformation équivalente de 10^{-3} par seconde. Les éprouvettes sont découpées de façon à ce que la direction de déplacement imposée lors de l'essai de cisaillement coïncide avec le sens du laminage de l'éprouvette.

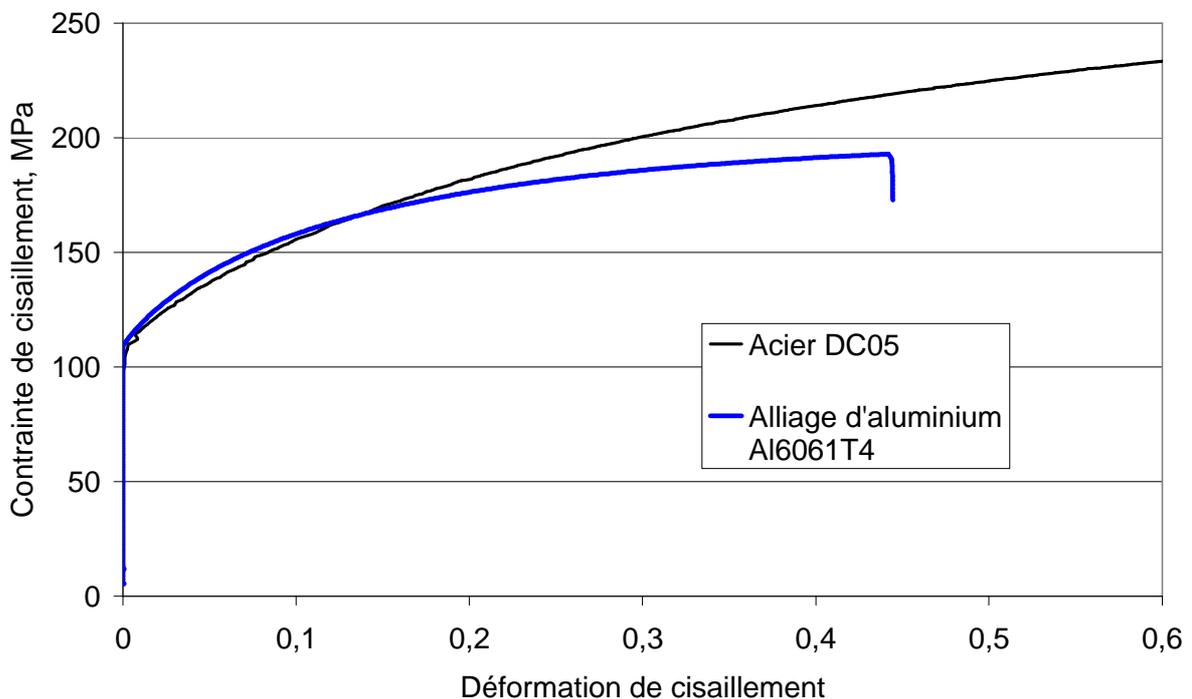


Figure 136. Les courbes contrainte – déformation de cisaillement obtenues expérimentalement pour l'alliage d'aluminium Al6061T4 et l'acier DC05.

En utilisant les relations déterminant la déformation équivalente et la contrainte équivalente en sens de Von Mises, on obtient pour le cas du cisaillement :

$$\sigma_{eq} = \tau\sqrt{3} \quad ; \quad \varepsilon_{eq} = \gamma/\sqrt{3} \quad (60)$$

En utilisant ces relations, les courbes issues des essais cycliques de cisaillement sont tracées dans les axes contrainte équivalente - déformation équivalente.

6.3.2 Modèle de l'écrouissage cinématique non-linéaire.

Les résultats des essais cycliques sur la tôle d'aluminium Al6061T4 montrent qu'il n'y a pas d'effet de Bauginger. Par contre, la courbe contrainte - déformation de cisaillement pour l'acier DC05 (**Figure 137**) montre bien ce phénomène pour ce métal : il y a une diminution du seuil de plasticité pour les contraintes opposées à celles provoquant l'écoulement plastique.

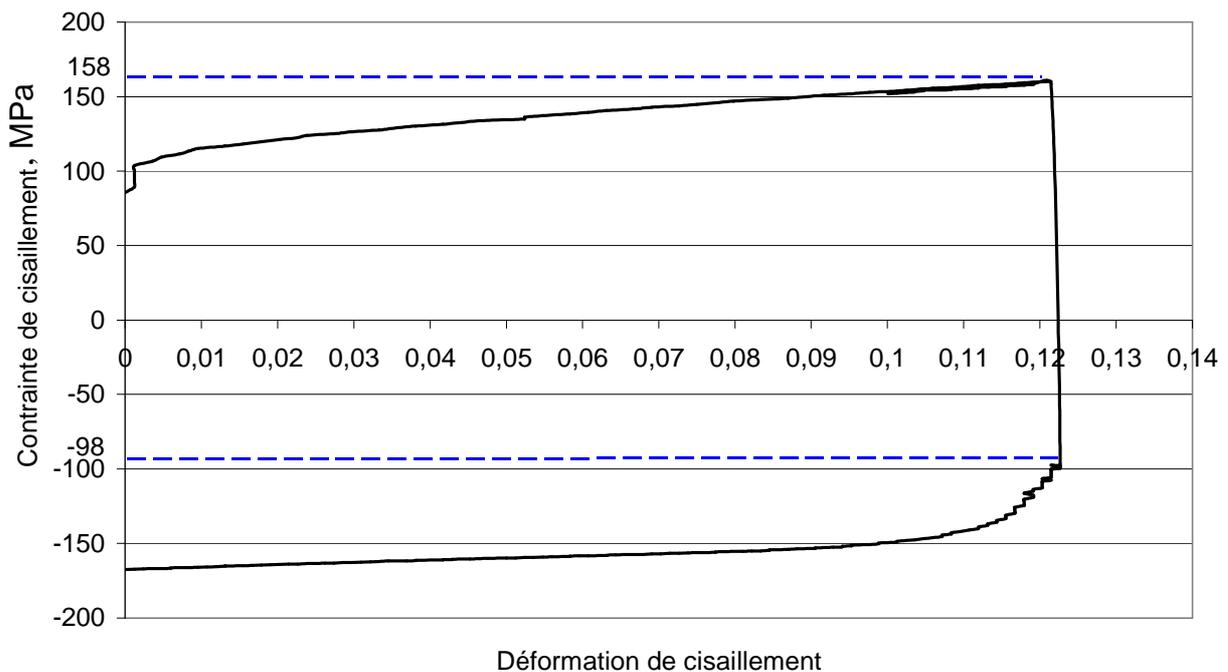


Figure 137. Observation de l'effet Bauginger pour l'acier DC05 lors de l'essai cyclique de cisaillement avec la vitesse de déformation 10^{-3} /s.

Le modèle d'écrouissage cinématique suppose une translation sans déformation du domaine d'élasticité initiale supposée connue. L'écrouissage sera caractérisé par une variable tensorielle définissant le centre de la surface seuil.

Pour le cas d'essai de traction simple, le modèle d'écrouissage cinématique pur non-linéaire selon Lemaître [Lem 88] et Chaboche [Cha 77] s'écrit :

$$\sigma = \sigma_0 + \frac{C_0}{\gamma_0} [1 - \exp(-\gamma_0 \varepsilon_{pl})] \quad (61)$$

où ε_{pl} est la déformation plastique.

L'identification des coefficients caractéristiques σ_0 , C_0 et γ_0 , pour l'acier DC05 se fait à partir de boucles obtenues en cisaillement alterné correspondant à des amplitudes de déformations différentes. On a procédé par ajustements graphiques (voir [Lem 88, p.130]). Les chargements à déformation imposée, avec des bornes symétriques constituent l'essai de base en chargement cyclique. Les courbes contrainte équivalente - déformation plastique équivalente présentent des hystérésis.

La **Figure 138**. permet la détermination approximative de σ_0 (le seuil d'écoulement) par le domaine élastique :

$$\sigma_0 = ((402+430+446)/3)/2 = 213 \text{ MPa}$$

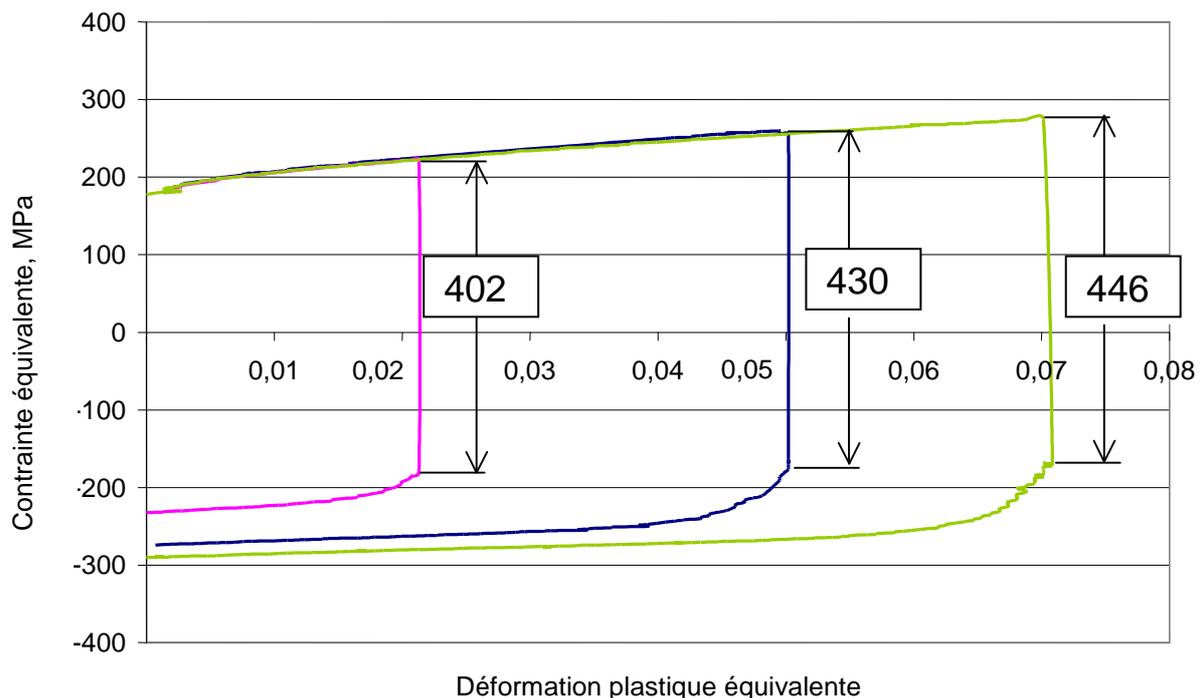


Figure 138. Identification du coefficient σ_0 d'après les boucles expérimentales (essai de cisaillement pour l'acier DC05).

En relevant les coordonnées des extrémités des boucles, on peut ensuite construire la courbe d'écrouissage cyclique, dans le plan $\Delta\varepsilon_{pl} / 2$ (axe x) et $\Delta\sigma/2 - \sigma_0$ (axe y). La **Figure 139**. illustre la détermination des coefficients C_0 et γ_0 d'une telle courbe. La

valeur C_0/γ_0 est trouvée comme valeur asymptotique des mesures $\Delta\sigma/2-\sigma_0$ lorsque $\Delta\varepsilon$ augmente.

$$C_0/\gamma_0 = 446 - 213 = 232 \text{ MPa.}$$

Le coefficient C_0 est déterminé par lissage de ces valeurs $\Delta\sigma/2-\sigma_0$ en fonction de $\Delta\varepsilon_{pl}/2$ à partir d'une description analytique de la courbe cyclique :

$$\frac{\Delta\sigma}{2} - \sigma_0 = \frac{C_0}{\gamma_0} \text{Th}\left(\gamma_0 \frac{\Delta\varepsilon_{pl}}{2}\right) \quad (62)$$

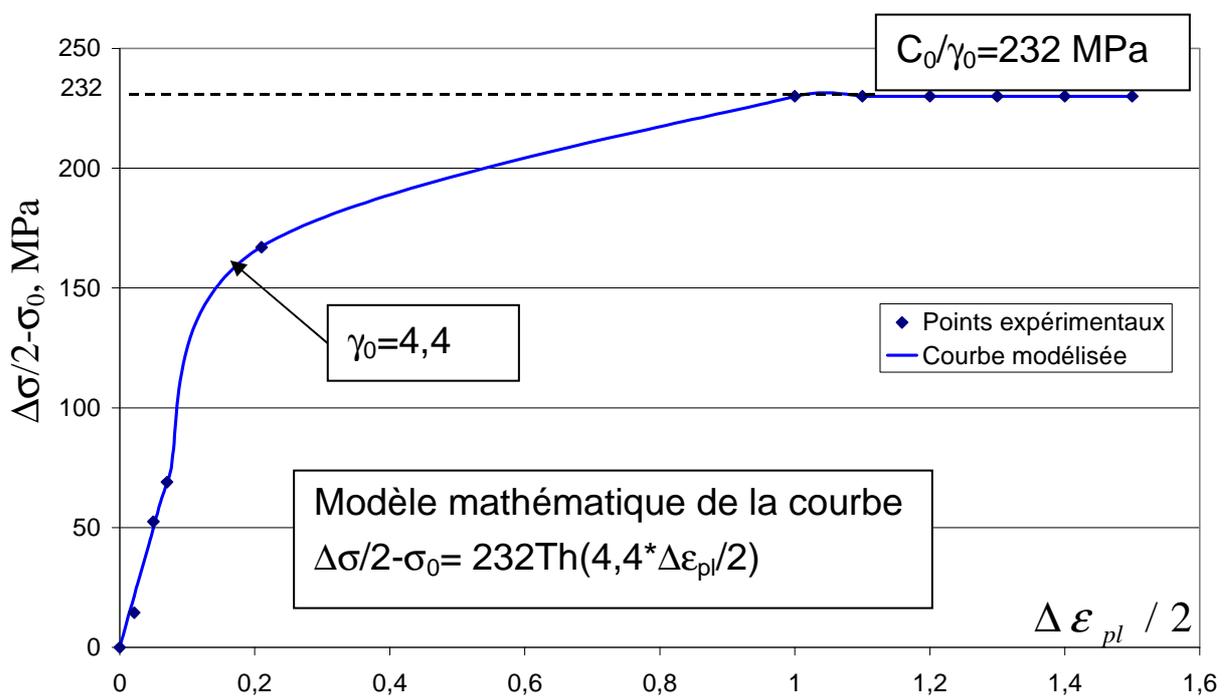


Figure 139. Identification des coefficients C_0 et γ_0 pour l'acier DC05.

Les valeurs des paramètres de la loi d'érouissage cinématique obtenues par la méthode présentée sont les suivantes :

Base du calcul	σ_0 (MPa)	C_0 (MPa)	γ_0
Essai de cisaillement cyclique	213	1010	4,4

Tableau 20. Paramètres de loi d'érouissage cinématique pur non-linéaire selon le modèle de Lemaître et Chaboche.

Sur la **Figure 140**, sont tracées la courbe obtenue pour un essai réel de chargement de cisaillement alterné et les courbes issues des calculs pour le même essai en utilisant la loi d'érouissage isotrope selon le modèle de Ludwik et la loi d'érouissage cinématique pur non-linéaire.

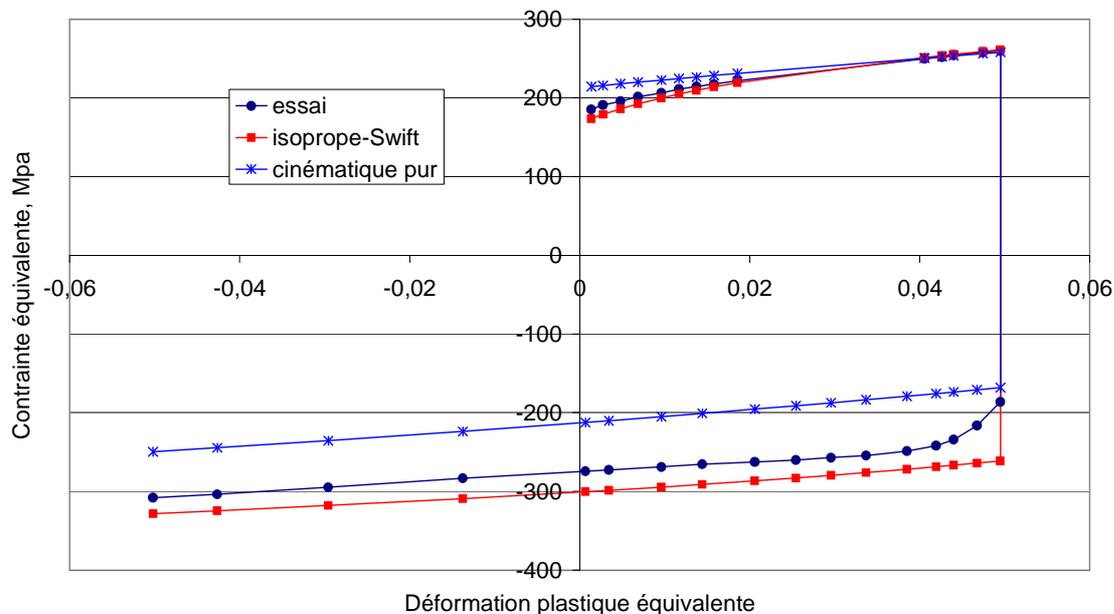


Figure 140. Comparaison de la courbe issue de l'essai de chargement en cisaillement alterné avec les courbes obtenues par calculs en utilisant des modèles d'érouissage isotrope ou cinématique pour l'acier DC05.

La comparaison de ces courbes montre qu'aucun modèle simple (l'érouissage isotrope ou l'érouissage cinématique) ne donne pas satisfaction.

Pour cette raison, il faut employer un modèle mixte, donc le modèle de comportement de matériau avec érouissage cinématique et isotrope à la fois.

6.3.3 Modèle d'érouissage mixte (isotrope et cinématique non-linéaire)

Il est possible de combiner les deux modèles d'érouissage (isotrope et cinématique) pour essayer de se rapprocher au mieux de la réponse au chargement cyclique. La règle d'érouissage cinématique non linéaire couplée avec une évolution de l'érouissage isotrope conduit à une forme plus réaliste pour les cas où l'on observe l'effet de Bauginger.

Tout d'abord, à partir de la courbe de référence représentée dans les axes contrainte équivalente σ - déformation équivalente plastique accumulée ε_{pl} , on détermine des paramètres du modèle mixte. Pour un modèle comportant à la fois un érouissage

isotrope (modèle de Ludwik) et cinématique (modèle de Lemaître et Chaboche), la courbe de référence est donc modélisée par :

$$\sigma = \sigma_0 + K \varepsilon_{pl}^n + \frac{C_0}{\gamma_0} [1 - \exp(-\gamma_0 \varepsilon_{pl})] \quad (63)$$

Ensuite, une optimisation des paramètres de la loi d'écrouissage mixte est effectuée par rapprochement de la courbe expérimentale obtenue lors de l'essai cyclique (points expérimentaux sur la **Figure 140**) et la courbe modélisée. Cette optimisation est réalisée en utilisant la méthode des moindres carrés linéaire et les moyens du solveur du logiciel Excel. Les paramètres optimisés du modèle mixte sont présentés dans le **Tableau 21**.

Paramètres	σ_0 (MPa)	N	K (MPa)	C_0 (MPa)	γ_0
Valeurs optimisées	182,11	0,69	347,72	952,92	10,24

Tableau 21. Coefficients du modèle d'écrouissage mixte (isotrope, modèle de Ludwik + cinématique, modèle de Chaboche) pour l'acier DC05. La vitesse de déformation est de 10^{-3} par seconde.

Les courbes obtenues à partir des calculs avec le modèle mixte et la courbe issue de l'essai réel sont représentées sur la **Figure 141**. La comparaison des résultats présentés montre que le modèle d'écrouissage mixte est bien adapté pour décrire le comportement de l'acier DC05.

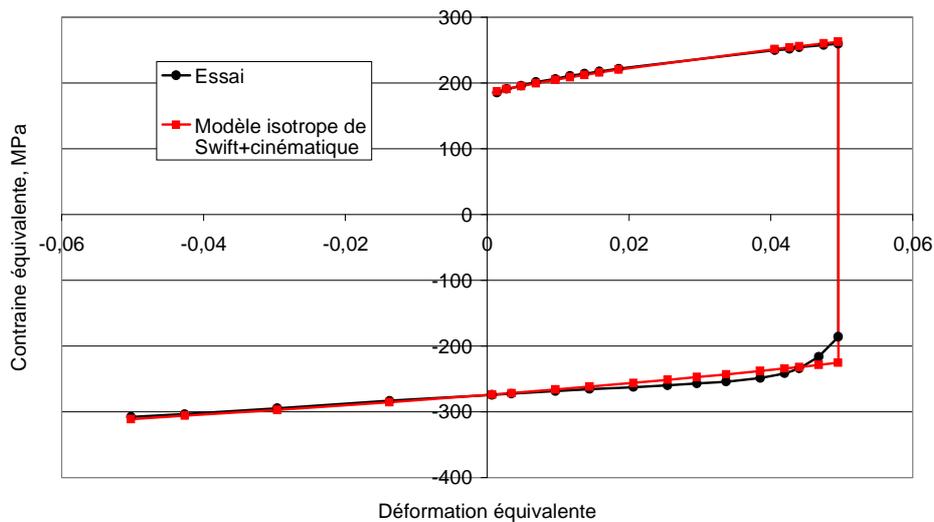


Figure 141. Comparaison de la courbe de cisaillement cyclique avec les courbes calculées avec les modèles d'écroissage mixte pour l'acier DC05. La vitesse de déformation est de 10^{-3} par seconde.

Il est préférable d'utiliser le modèle d'écroissage mixte pour la simulation éléments finis de la mise en forme complexe de la tôle DC05 avec le changement de la direction des sollicitations.

Dans ce mémoire, les simulations numériques qui utilisent le modèle d'écroissage mixte ne sont pas présentées. Par contre, l'utilisation du modèle d'écroissage mixte a été vivement conseillée à notre partenaire Société d'Emboutissage Précis pour effectuer la simulation de la mise en forme en 5 passes de la pièce d'acier DC05 (**Figure 142**).

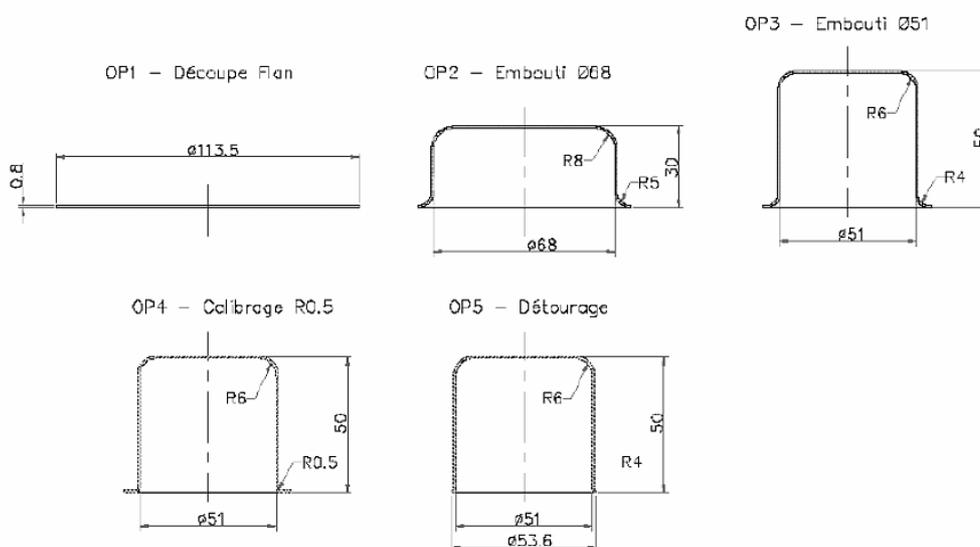


Figure 142. Mise en forme de la pièce de SEP en cinq passes.

6.4 Annexe D. Propriétés mécaniques de la tôle d'alliage d'aluminium Al6061T4 d'épaisseur 1 mm.

Composition chimique (en 10^{-3} % poids)

Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ni	Ti
0,53	0,51	0,21	0,041	0,02	0,08	0,027	0,05	0,01

Constantes élastiques

Module d'Young	69 GPa
Coefficient de Poisson	0,35

Comportement plastique

Coefficient d'anisotropie normale $R=0,64$

Courbe de référence obtenue par l'essai de traction uniaxiale, présentation analytique :

$$\sigma = \sigma_0 + (\sigma_{\max} - \sigma_0)(1 - \exp(-b\varepsilon))$$

où $b=12,8$ est un paramètre de matériau,

$\sigma_0 = 182,56$ MPa est la limite d'élasticité,

$\sigma_{\max} = 333,02$ MPa est une contrainte équivalente de saturation.

ε est la déformation plastique équivalente courante.

6.5 Annexe E. Propriétés mécaniques de la tôle d'acier doux DC05 d'épaisseur 0,8 mm.

Composition chimique (en 10^{-3} % poids)

C	Mn	P	S	N	Al	Ti	Nb	Si	Cu	Cr	Ni	Zr
8,6	124	6	9	3,9	44	126	<1	8	16	24	20	<1

Constantes élastiques

Module d'Young	186,5 GPa
Coefficient de Poisson	0,3

Comportement plastique

Coefficients d'anisotropie (critère quadratique de Hill) :

G=0,3112 ; F=0,3112 ; H=0,6888 ; N=1,4180

Courbe de référence obtenue par l'essai de traction uniaxiale, présentation analytique (vitesse de déformation 10^{-3} , direction 0°):

$$\sigma = \sigma_0 + K\varepsilon^n$$

où K=504 MPa et n=0,25 sont les paramètres matériau,

σ_0 =180,47 MPa est la limite d'élasticité initiale,

ε est la déformation plastique équivalente courante.