

Ministère de l'enseignement Supérieur et de la recherche Scientifique
وزارة التعليم العالي والبحث العلمي

Badji Mokhtar Annaba University
Université Badji Mokhtar – Annaba
Faculté de Technologie



جامعة باجي مختار – عنابة

كلية التكنولوجيا

Département de Métallurgie et
génie des matériaux

قسم التعدين وهندسة المواد

Thèse

Présentée pour obtenir le diplôme de

Doctorat

Filière : Métallurgie

Spécialité : Mise en forme des métaux et alliages

Par :

Laboubi Salah

Thème :

**Caractérisation d'un matériau ductile et étude analytique
et numérique de l'endommagement au cours d'un procédé
de mise en forme**

Thèse soutenue le 30/04/2025 devant le jury composé de :

N°	Nom et prénom	Grade	Etablissement	Qualité
01	Mebarek Abdelmalek	Prof.	Université Badji Mokhtar -Annaba	Président
02	Boussaid Ouzine	Prof.	Université Badji Mokhtar -Annaba	Rapporteur
03	Zaaf Mohamed	Prof.	Université Badji Mokhtar -Annaba	Co-rapporteur
04	Guechichi Houcine	Prof.	Université Abdelhamid Ben Badis - Mostaganem	Examineur
05	Keskes Boualem	Prof.	Université Ferhat Abbas -Sétif	Examineur
06	Haddag Badis	Dr.	Université Lorraine -Nancy	Invité

Dédicace

Je dédie ce travail de tout mon cœur à ceux qui occupent une place sacrée dans ma vie.

À mon cher papa et à douce maman, piliers de mon existence, pour leur amour inconditionnel, leurs sacrifices silencieux et leur foi constante en moi. Rien de tout cela n'aurait été possible sans vous.

À mes sœurs et à mes frères, pour leur tendresse, leur soutien et les rires partagés qui ont allégé les moments difficiles.

À mon chechou, ma fiancée et mon remède apaisant, celle qui éclaire mes journées par sa présence douce et bienveillante. Merci d'être là, d'aimer avec patience et de croire en moi, même quand, moi, je doutais.

Ce travail est le fruit de votre amour, votre patience et votre lumière.

REMERCIEMENTS

Je tiens à remercier particulièrement le professeur O. Boussaid et le professeur M. Zaaf pour assurer mon encadrement.

Je tiens à remercier le directeur Lemmoui Abdenacer et tous les membres (professeurs et doctorants) du laboratoire de mise en forme des matériaux métallique à l'université Badji Mokhtar, Annaba, pour leur partage d'informations et leur soutien afin de mener à bien ce travail, tous les professeurs qui m'ont enseigné tout au long de mon parcours universitaire.

Un grand merci à Monsieur Larbi Hassan, directeur de conseil d'administration de Seder El Hadjar, pour son aide et pour avoir fourni tous les moyens nécessaires pour la préparation de mes échantillons au niveau des AMM. Également, je remercie la SNVI VIR de Rouïba, Alger, pour m'avoir fourni un stage pratique et le matériau utilisé.

Mes remerciements vont aussi au Président du jury.

Pr A. Mebarek,

pour avoir accepté de présider le jury de soutenance de ma thèse,

et aux membres du jury,

Pr H. Guechichi, de l'université de Mostaganem

Pr B. Keskes de l'université de Sétif

Dr B. Haddag de l'université de Nancy

pour avoir accepté d'examiner ce travail et de diriger la soutenance.

Sommaire

Chapitre 1 : Revue bibliographique

1. Introduction.....	5
2. Généralité sur l'emboutissage :.....	5
2.1. Principe de l'emboutissage.....	5
2.2. Les modes de déformation.....	6
2.3. Les défauts d'emboutissage.....	7
2.3.1.Le plissement :.....	8
2.3.2.Le retour élastique.....	9
2.3.3.La striction.....	9
3. Caractérisation de l'endommagement.....	10
3.1. Les mécanismes de l'endommagement ductile.....	10
3.1.1.La germination des microcavités :.....	11
3.1.2.La croissance des microcavités :.....	11
3.1.3.La coalescence des microcavités :.....	12
3.2. Les effets de l'endommagement :.....	13
4. Modélisation du comportement mécanique d'un matériau.....	13
4.1. Modélisation de l'écrouissage.....	13
4.1.1.Loïs d'écrouissage isotrope.....	14
4.1.2.Loïs d'écrouissage cinématique.....	14
4.2. Couplage du comportement élasto-plastique avec l'endommagement.....	14
4.2.1.Les modèles d'endommagement découplés :.....	15
4.2.2.Les modèles d'endommagement couplés :.....	15
5. Identification des caractéristiques élastoplastiques et les paramètres d'endommagement.....	19
5.1. Identification des caractéristiques élastique et plastique.....	19
5.2. Identification des paramètres liés au modèle de Lemaitre.....	19
5.2.1.Identification à partir de changement d'élasticité.....	20
5.2.2.Identification à partir de changement de micro-dureté.....	22
6. Simulation numérique.....	23
6.1. Principe de la simulation numérique.....	23
6.2. Simulation numérique de l'endommagement :.....	23
7. Conclusion.....	28

Chapitre 2 : Conduite expérimentale

1. Introduction.....	29
2. Choix du matériau.....	29
2.1. Analyse chimique.....	29

1.1. Analyse métallographique	29
2. Caractérisation du matériau	30
2.1. Préparation des éprouvettes de traction	30
2.2. Les essais de traction monotone	31
2.2.1.Principe de l'essai.....	31
2.2.2.Résultats des essais.....	32
2.2.3.Identification de la loi d'écrouissage	36
2.3. Les essais de traction cyclique (charge-décharge).....	39
2.3.1.Principe des essais	39
2.3.2.Identification des paramètres liés au modèle de Lemaitre	39
3. Procédé d'emboutissage.....	45
3.1. Principe de la fabrication	46
3.2. Apparition des instabilités plastique	47
4. Conclusion	48

Chapitre 3 : Simulation numérique

1. Introduction.....	49
2. La simulation numérique	49
3. La simulation en traction	49
3.1. Conduite de la simulation	49
3.2. Résultats et discussion	50
4. La simulation de l'essai d'emboutissage	53
4.1. Conduite de la simulation	53
4.2. Résultats et discussion	55
4.2.1.Détermination de la courbe limite de formage dans le procédé simulé :	57
4.2.2.Comparaison entre le CLF simulé et le CLF expérimentale	63
5. La simulation numérique de la pièce de récupération d'huile	64
5.1. Conduite de la simulation	64
5.2. Résultats et discussion	64
5.3. Etude de l'influence de l'effort de serrage et du frottement sur l'apparition et l'évolution de l'endommagement :	68
5.3.1.Influence de l'effort de serrage :.....	68
5.3.2.Influence du coefficient du frottement :	71
6. Conclusion	74
Conclusion et perspectives	75

Résumé

Le présent travail est basé sur la prédiction de la rupture sur un embouti produit dans une entreprise de véhicules. Dans ce contexte, un modèle élastoplastique-endommagement a été développé et implémenté dans ABAQUS Explicit en utilisant la subroutine VUMAT. Les propriétés élastoplastique du matériau utilisé ont été identifiées par des essais de traction monotone. Les paramètres associés au modèle d'endommagement ont été identifiés à partir des essais de traction cyclique. La simulation en traction a été réalisée et ses résultats sont comparés avec celle de l'expérimentale pour valider le modèle dans les cas de chargement uniaxial. La simulation numérique de l'essai d'emboutissage type Marciniak a été réalisée afin de prédire la CLF, qui a été comparée à celle de l'expérimentale, pour confirmer la fiabilité du modèle dans les cas de chargement multiaxial. La simulation de l'emboutie a été réalisée et ses résultats sont comparés avec l'expérimentale, qui montre un bon accord. Grâce à ces résultats, il est clair que ce modèle peut bien prédire l'initiation de l'endommagement ductile, suivre son évolution jusqu'à la rupture au cours du processus d'emboutissage.

Mots clés : Processus d'emboutissage, Simulation numérique, Courbe limite de formage, Endommagement ductile, Rupture ductile.

Abstract

The present work is based on the prediction of the fracture on a deep-drawn part produced by a vehicle company. In this context, an élastoplastique damage model has been developed and implemented in ABAQUS using the VUMAT subroutine. The élastoplastique properties of the used materials have been identified by the monotonic tensile test, and the damage parameters have been identified by the load-unload type of tensile test. A numerical simulation of the monotonic tensile test has been performed, and its results have been compared with the experimental results to prove the ability of the model to predict the fracture during uniaxial loading conditions. A numerical simulation of the deep drawing test (Marciniak type) has been performed to predict the forming limit diagram, and its results have been compared with experimental results from the literature to validate the precision of the model in multiaxial loading conditions. A numerical simulation of the industrial deep-drawn part has been performed, followed by a comparison with the empirical observation, which shows a good agreement. Through those results, it is clear that the used model can well predict the imitation of ductile damage and follow its evolution until the fracture during the deep drawing process.

Keywords: Deep drawing process, Numerical simulation, Forming limit diagram, Ductile damage, ductile fracture.

الخلاصة:

يعتمد العمل الحالي على التنبؤ بالكسر على جزء مسحوب بعمق من إنتاج شركة تصنيع المركبات. في هذا السياق، تم تطوير نموذج الضرر البلاستيكي المرن وتضمينه في برنامج المحاكاة الرقمية Abaqus عن طريق البرنامج الفرعي VUMAT. الخصائص الميكانيكية الأساسية للمادة وكذلك معالم الضرر المطيل تم الحصول عليها عن طريق تجارب الشد الرتيب أو التحميل والتفريغ المتتابع. تم إجراء محاكاة عددية لاختبار الشد الرتيب، وتمت مقارنة نتائجه مع النتائج التجريبية لإثبات قدرة النموذج على التنبؤ بالكسر أثناء ظروف التحميل أحادي المحور. تم إجراء محاكاة عددية لاختبار الرسم العميق (نوع مارسينياك) للتنبؤ بمخطط حدود التشكيل، وتمت مقارنة نتائجه مع النتائج التجريبية من الأدبيات للتحقق من دقة النموذج في ظروف التحميل متعدد المحاور. تم إجراء محاكاة عددية للجزء الصناعي المسحوب بعمق، ومن ثم مقارنتها مع الملاحظة

التجريبية والتي تظهر تطابقاً جيداً. ومن خلال تلك النتائج يتضح أن النموذج المستخدم يمكنه التنبؤ جيداً ببداية الضرر المطيل ومتابعة تطوره حتى الكسر أثناء عملية السحب العميق

الكلمات المفتاحية: عملية السحب العميق، المحاكاة الرقمية، مخطط حدود التشكيل، الضرر المطيل، الكسر المرن

Introduction

1. Introduction

Le progrès dans le secteur industriel d'automobile ces dernières années et la concurrence entre diverses entreprises pour fabriquer des voitures sûres et consommant moins d'énergie, les ingénieurs ont été incités à tenter de diminuer le poids des véhicules produits. Alors des tôles de faible épaisseur sont utilisées pour la fabrication de pièces de carrosserie de véhicules en utilisant le procédé d'emboutissage. Cette méthode repose sur la déformation plastique des tôles afin d'obtenir les formes désirées des pièces. Il s'agit d'une méthode complexe à maîtriser, qui dépend de divers critères tels que la nature des matériaux utilisés, la géométrie de la pièce emboutie et les conditions de travail (forces appliquées et frottement entre la tôle et les outils d'emboutissage). Une combinaison inappropriée de ces paramètres conduit à l'apparition des instabilités plastiques telles que le plissement, la striction et la rupture.

Éviter les instabilités plastiques dépend de la connaissance du principe de leur émergence en lien avec la nature du matériau. Lors du processus de déformation plastique, les caractéristiques mécaniques se dégradent à cause du développement des défauts internes au matériau qui conduit à leur affaiblissement et induit à la striction et à la rupture. Ce phénomène est appelé endommagement ductile. Dans l'étude de l'endommagement, il existe deux approches, l'approche physique et l'approche mécanique. Plusieurs modèles ont été proposés dans ce cadre, ce qui reposait principalement sur la réalisation des essais mécaniques pour identifier les caractéristiques du matériau afin de les utiliser dans la modélisation analytique afin de prédire le comportement élastoplastique-endommagement.

De nos jours, les outils de simulation numérique sont largement utilisés. Grâce à ses résultats, nous pouvons prendre des décisions facilement, ce qui permet de gagner du temps et d'éviter les expérimentations coûteuses dans les laboratoires. Ces outils permettent aux chercheurs d'optimiser leur prédiction du comportement élastoplastique-endommagement à partir des visualisations en 2D ou 3D.

Cette étude repose sur la prédiction de la rupture d'un emboutie (bac de récupération d'huile) qui se produit dans un atelier d'emboutissage de la Société nationale des véhicules industriels (SNVI) à Rouïba, en Algérie. Dans cette étude, le modèle d'endommagement de Lemaitre a été utilisé pour prédire l'apparition de l'endommagement, suivre son évolution jusqu'à la rupture. Pour aborder l'étude, d'abord, l'implémentation de ce modèle dans ABAQUS a été faite en utilisant la subroutine VUMAT. Des essais de traction monotone et de type charge-décharge étaient nécessaires pour caractériser le matériau et identifier les paramètres associés au modèle d'endommagement. Pour confirmer la fiabilité du modèle, des simulations numériques en traction monotone et en emboutissage de type Marciniak ont été réalisées, et ces résultats ont été confrontés aux résultats expérimentaux. Une fois que le modèle a été validé, des simulations numériques de la pièce de récupération d'huile ont été réalisées. Les résultats ont permis de saisir comment une combinaison inappropriée de l'effort de serrage et du frottement entraîne l'apparition et le développement de l'endommagement ductile et comment il affecte le matériau jusqu'à la rupture.

Organisation des chapitres

Pour aborder le sujet d'une façon objective, le chapitre 1 est consacré à une étude bibliographique sur le procédé de l'emboutissage, l'endommagement et les différents travaux élaborés qui ont une relation avec l'étude de l'endommagement ductile lors de l'emboutissage par la simulation numérique. Le chapitre 2 est consacré à une description des essais expérimentaux

de tractions monotones et de type charge-décharge qui ont servi à la caractérisation du matériau utilisé et à déterminer les paramètres de l'endommagement. Au chapitre 3, on a développé des applications de la simulation numérique avec ABAQUS qui ont permis de prédire l'apparition, l'évolution de l'endommagement jusqu'à la rupture où les résultats sont analysés et comparés par l'expérimentation. Enfin, cette étude se termine par une conclusion.

Chapitre 1

Revue bibliographique

1. Introduction

L'emboutissage des tôles minces est largement utilisé dans le domaine de l'automobile. De nos jours, des tôles de faible épaisseur sont utilisées pour réduire le poids des véhicules et ainsi réduire la consommation de carburant. Cependant, les tôles minces présentent une grande sensibilité à la déformation plastique lorsqu'elles sont soumises à des sollicitations complexes, et des instabilités plastiques peuvent se produire sur la pièce telles que le plissement, la striction et la rupture, et donc son rejet. De nombreuses études ont été faites par les chercheurs, et ils ont proposé des modèles qui intègrent le comportement physique et mécanique associé à la déformation plastique des tôles. Ces modèles reposent sur l'identification des caractéristiques du matériau à l'aide d'essais expérimentaux. Ensuite, ils sont utilisés dans des modèles de calcul analytique ou des simulations numériques pour prédire l'apparition de ces instabilités plastiques dans le but d'éviter et de produire des pièces finales de haute qualité.

Ce chapitre est consacré aux études théoriques et expérimentales des travaux antérieurs traitant de l'endommagement ductile qui apparaît lors d'une instabilité plastique au cours de l'emboutissage des tôles minces. Dans un premier temps, nous discuterons et nous déterminerons les mécanismes physiques de l'endommagement ductile et comment il se produit au niveau microscopique. Dans un second temps, l'analyse du comportement élastoplastique et des lois d'écrouissage proposées dans les travaux précédents sera examinée. Par conséquent, le lien entre le comportement élastoplastique et l'endommagement selon différents modèles, dont l'approche physique et mécanique sera présentée, Ensuite, l'identification des caractéristiques élasto-plastiques et les paramètres du modèle d'endommagement utilisé seront revus. Enfin, ce chapitre abordera également les simulations numériques se rapportant à l'endommagement ductile et un schéma explicite retrouvé en bibliographie pour implémenter le modèle de Lemaitre en Abaqus.

2. Généralité sur l'emboutissage :

L'emboutissage des tôles minces est largement utilisé pour fabriquer des pièces plus ou moins complexes en une seule opération ou en série.

2.1.Principe de l'emboutissage

Le flan utilisé doit être découpé au préalable dans une tôle laminée et avoir subi un recuit de recristallisation pour éliminer les contraintes résiduelles qui se forment lors du laminage. Une fois que les deux faces du flan ont été graissées, il est nécessaire de le positionner sur la matrice (fig. 1a), puis de le serrer sur ses bords contre la matrice par le serre-flan (fig. 1b). Le mouvement du poinçon déforme la tôle pour prendre la forme désirée (fig. 1c). Le serre-flan et le poinçon sont finalement retirés afin de récupérer de la pièce. (Fig. 1d

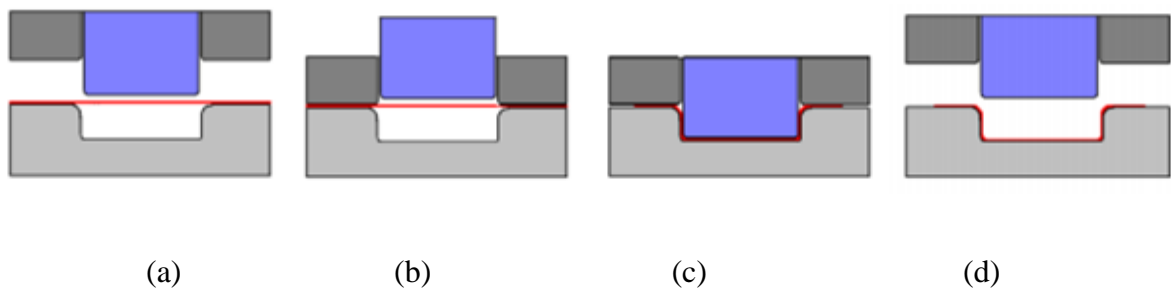


Fig.1 : Principe du procédé d'emboutissage

Comme montré sur la figure, les outils qui rentrent en jeu dans l'opération :

- **La matrice** : donne la forme extérieure que la pièce.
- **Le serre-flan** : un outil qui applique une force de serrage maintenue pendant l'opération d'emboutissage afin d'assurer le bon écoulement du matériau.
- **Le poinçon** : donne forme intérieure de la pièce.

2.2. Les modes de déformation

Les tôles minces sont très sensibles au mode de déformation auquel elles sont soumises. Au cours du processus d'emboutissage, des sollicitations complexes sont exercées sur diverses zones du flan. La figure 2 présente les diverses façons de déformer une emboutie. L'extrémité de l'embouti, identifiée par R, est le résultat de l'engloutissement du flan à travers la partie semi-circulaire de la matrice, avec des éléments qui correspondent au centre. L'analyse du bord initial du flan par rapport au bord de l'emboutie révèle que cette partie de la tôle a été comprimée de manière circonférentielle, le segment R1 étant raccourci pour créer un nouveau segment R2. On nomme rétreint pur la déformation de la collerette. Le segment TP1 est transformé en TP2 avec sa longueur d'origine inchangée, tandis que la partie référencée par TP a subi un allongement vertical sans l'effet de rétreint observé dans la région R, ce qui est connu sous le nom de traction plane. La zone E a été déformée par le poinçon alors que le flan était maintenu de tous côtés. Ainsi, la surface du dôme (zone E) a connu une augmentation de son épaisseur (pour préserver son volume). Le cercle E1 initial tracé sur le flan a été transformé en un cercle E2 dont le rayon est plus élevé. Le dôme est une zone connue sous le nom d'Expansion.[1]

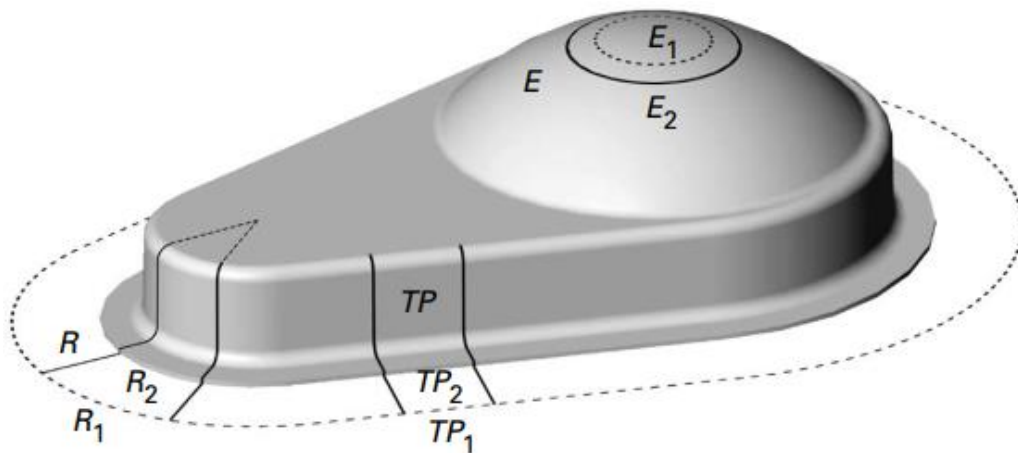


Fig. 2 : Déformations induites par emboutissage

Les modes de déformation sont classés comme :

- **L'expansion biaxiale** : Les deux déformations, ε_1 et ε_2 sont positives. C'est ce qui se produit au nez du poinçon au début de la formation. Ce type de déformation revêt une importance accrue lorsque le métal est coincé sous le serre-flan.
- **La traction plane** : Pas de variation de largeur. L'épaisseur varie exactement à l'inverse de la longueur. Cela correspond à ce qui se produit sur un embouti à la transition entre la déformation au nez du poinçon et celle dans la paroi verticale de la pièce. Ce trajet est critique, car c'est celui qui donne l'amplitude la plus faible et qui est responsable de la plupart des ruptures observées dans les embouts industriels.

- **L'extension** : Il s'agit de ce qui se produit sur une éprouvette de traction uniaxiale. Les éléments qui correspondent aux déformations se situent sur une droite de pente :

$$-\frac{1+r}{r} \quad (1)$$

qui dépend du coefficient d'anisotropie r de la tôle, rapport entre déformation dans la direction principale et l'épaisseur, d'où :

$$\varepsilon_2 = r\varepsilon_3 = -r\varepsilon_1 / (1+r)$$

Pour les matériaux isotropes :

$$\varepsilon_2 = \varepsilon = -r\varepsilon_1 / 2 \quad (2)$$

- **Le cisaillement** : toute déformation en traction est compensée par une déformation en compression tout en maintenant une épaisseur constante. Par conséquent, l'amincissement est supérieur de la seconde bissectrice et l'épaississement est au-dessous dans un diagramme

utilisant les déformations rationnelles. On en déduit un principe utile : toute droite parallèle à cette bissectrice est un lieu d'épaisseur constante d'où :

$$\varepsilon_3 = -(\varepsilon_1 + \varepsilon_2) \quad (3)$$

- **Le rétreint** : observé dans les zones de l'embouti subissant un avalement, il s'accompagne d'un épaississement de la tôle.

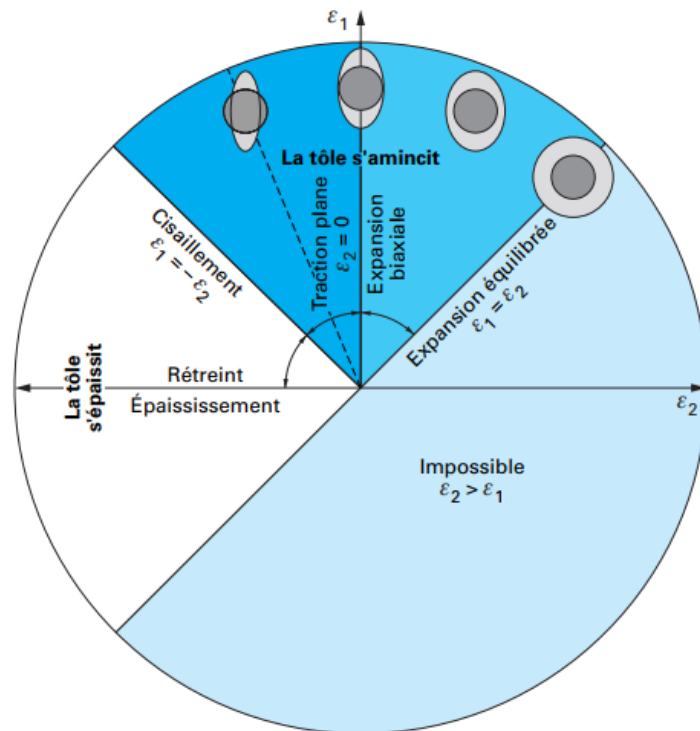


Fig.3 : Modes de déformation en emboutissage [1]

2.3. Les défauts d'emboutissage

Au cours de l'emboutissage, le flan va subir de forts niveaux de déformations plastiques qui provoquent l'apparition d'instabilités plastiques, ce qui affecte la qualité du produit final et son rejet. On peut classer les instabilités plastiques comme suit :

2.3.1. Le plissement :

L'apparition de plissements est un défaut fréquent lors du processus de formage des tôles, pouvant survenir sur la collerette ou sur le brin libre de l'embouti. Ce phénomène apparaît lorsque la tôle subit un effort compressif atteignant un seuil critique dans son plan, ce qui entraîne une déformation plastique augmentant son épaisseur (conservation du volume). Les principales causes de ce défaut sont :

- Une faible force de serrage qui laisse le métal s'écouler facilement dans la matrice.
- Une lubrification trop importante ou un grand
- Un petit rayon de poinçon qui empêche son expansion et accentue le mouvement de la tôle sous le serre-flan.
- Une faible épaisseur de la tôle qui facilite son flambage.
- Une limite d'élasticité élevée de l'acier [2].



Fig.4 : Plissement dans la collerette (sous serre-flan) [2]

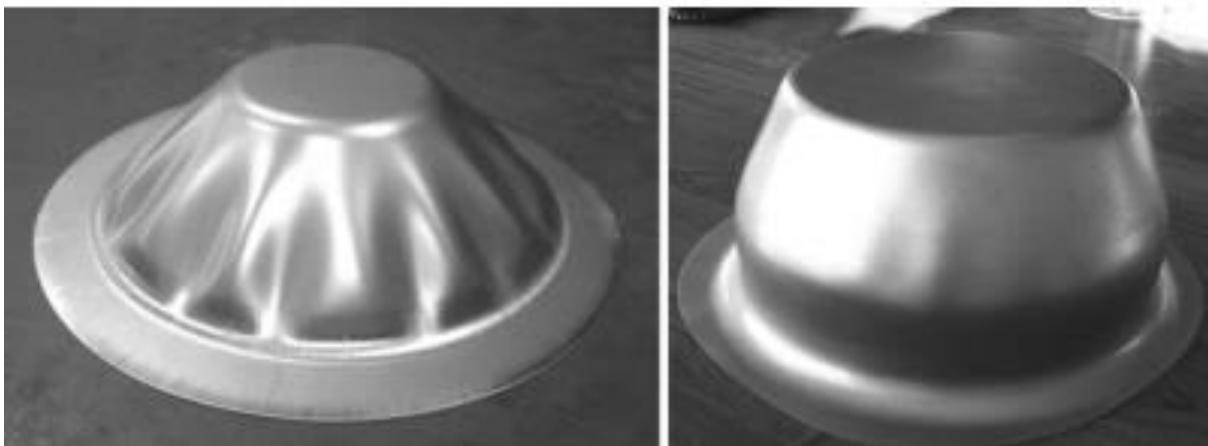


Fig.5 : Plissement sur le brin libre de l'embouti [2]

2.3.2. Le retour élastique

Souvent, à la fin de l'opération d'emboutissage, la pièce ne conserve pas les dimensions données par le poinçon et la matrice, en raison des contraintes résiduelles qui provoquent une

déformation élastique instantanée du matériau lors du retrait des outils. Le retour élastique est la différence entre les dimensions finales de l'embouti produit et les dimensions des outils ayant servi à la fabrication, il pose un problème surtout dans le cas où les dimensions de la pièce doivent être strictes.



Fig.6 : Exemple d'un retour élastique dans le cas d'un rail avec jonc

2.3.3. La striction

La striction a concerné la localisation de l'affaiblissement de l'épaisseur de la tôle. Pendant le chargement, le matériau est soumis à trois influences successives : l'écroutissage, la striction et la rupture. Tant que l'écroutissage l'emporte, la déformation et la réduction de l'épaisseur sont uniformes. Toutefois, lorsque l'écroutissage atteint une valeur critique, la déformation se concentre dans la zone la plus faible du matériau, ce qui conduit à l'affaiblissement soudain de l'épaisseur. On distingue deux types de striction : la striction diffuse et la striction localisée (fig. 7) [1].

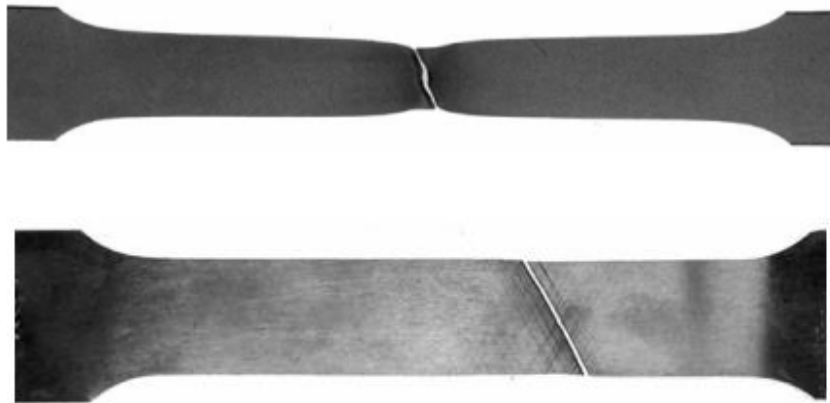
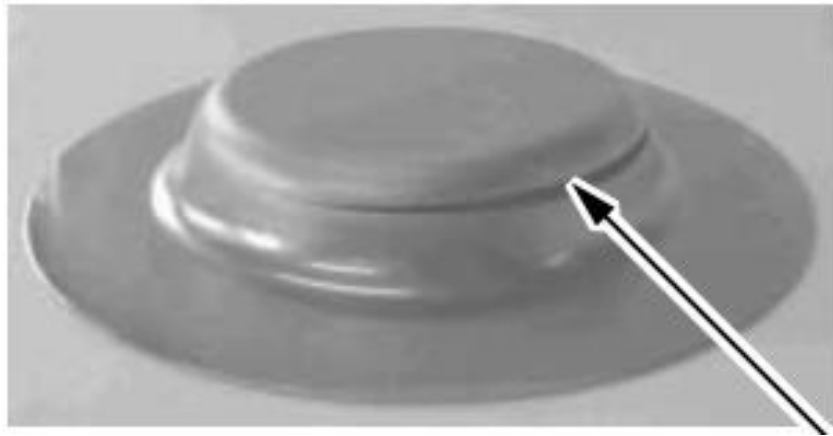


Fig.7 : Rupture après striction sur une tôle

La striction est fréquemment associée à la rupture lorsque le matériau ne résiste plus à la charge appliquée (fig.8). Il existe deux types de rupture : fragile et ductile. Étant donné que le matériau utilisé dans l'emboutissage est ductile, nous nous concentrons uniquement sur ce type de rupture dans cette étude.



Rupture

Fig.8 : La rupture dans un embouti [1]

La réussite d'une opération d'emboutissage nécessite d'une part des bonnes géométries des outils utilisés, un bon compromis entre l'effort de serrage appliqué et le frottement entre les outils et la tôle. D'autre part, une large connaissance du comportement du matériau.

3. Caractérisation de L'endommagement

Il distingue deux types d'endommagement : fragile et ductile. Dans le cas des pièces embouties, seul l'endommagement ductile est à considérer.

3.1. Les mécanismes de l'endommagement ductile

Durant un procédé d'emboutissage, le matériau subit d'importantes déformations accompagnées d'une évolution microstructurale, entraînant un changement de ses propriétés mécaniques. Cela est dû à l'initiation, à la croissance et à la coalescence de microcavités, qui entraînent des microfissures (fig. 9).

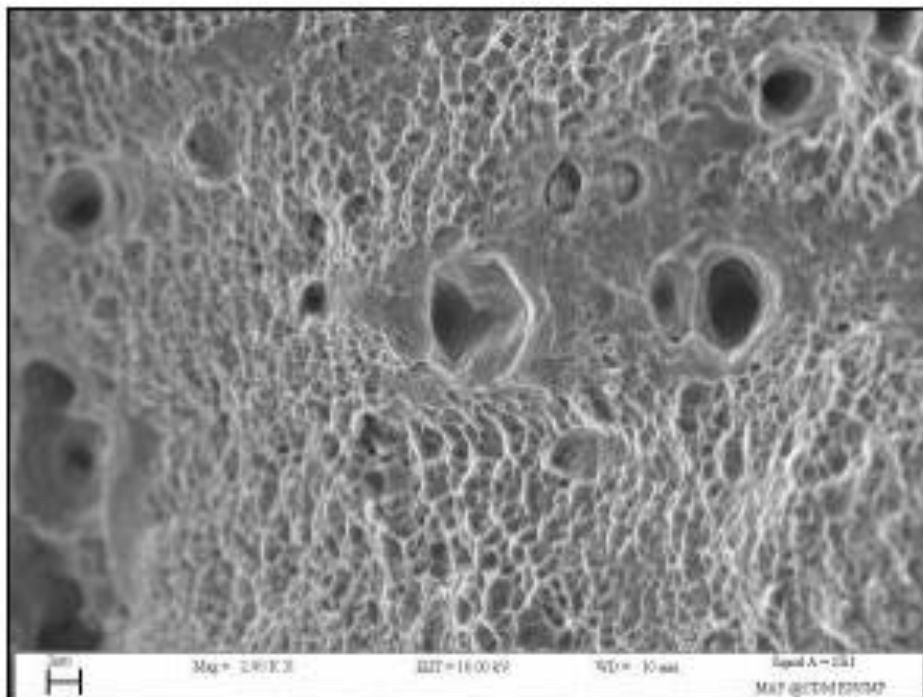


Fig.9 : Faciès de la rupture

Le mécanisme physique de l'endommagement peut être décrit en trois étapes successives :

3.1.1. La germination des microcavités :

La germination implique la formation de microcavités. Les métaux sont composés d'une matrice élastoplastique et d'éléments de seconde phase (oxydes, sulfures, etc.) et de précipités, considérés comme quasi-rigides. La germination est due à ces inclusions. Quand il n'y a pas de contrainte, ces éléments restent attachés à la matrice, mais il y a toujours des concentrations de contraintes à l'interface matrice/inclusion. Même à de faibles niveaux, des contraintes peuvent conduire à la séparation des inclusions, même dans la matrice. Les microvides qui en résultent sont appelés microcavités. [3-4]

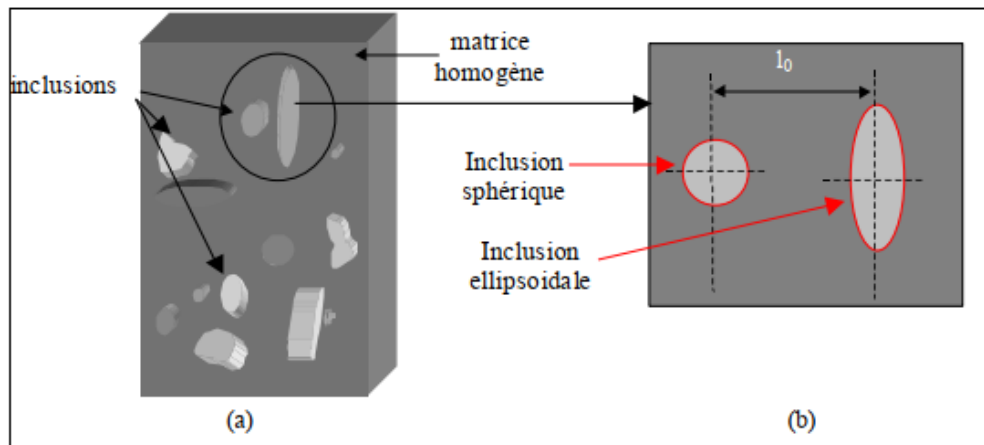


Fig.10 : Schématisation d'un métal contenant diverses inclusions [4]

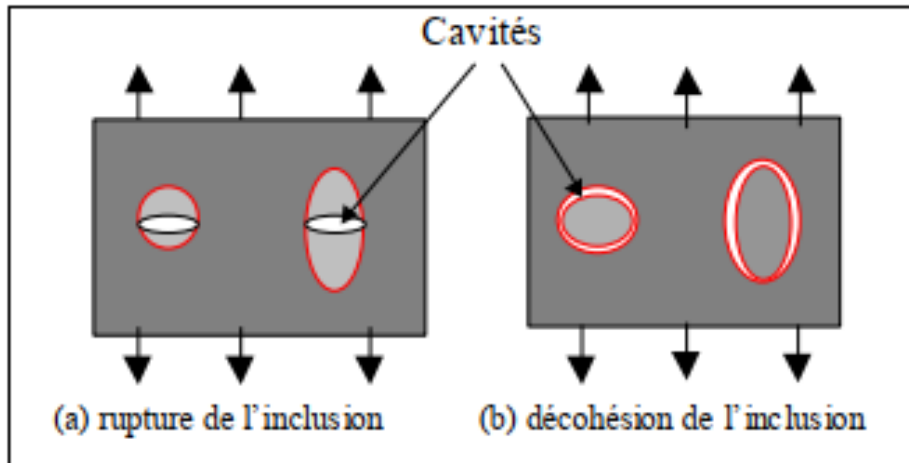


Fig.11 : mécanisme de germination des microcavités

3.1.2. La croissance des microcavités :

Ce processus a été l'objet de nombreuses études expérimentales par le passé, et de nombreux modèles ont été développés à partir de cette base. Le terme est utilisé pour décrire le phénomène au cours duquel la taille des microcavités augmente, principalement en raison de la pression hydrostatique, qui est le facteur principal [12].

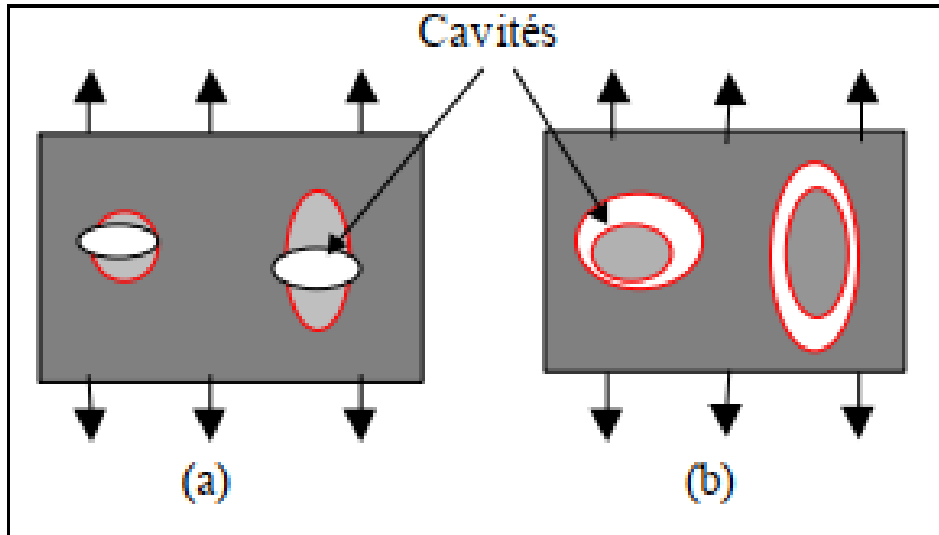


Fig.12 : Croissance des microcavités [4]

3.1.3. La coalescence des microcavités :

Si le taux de porosité est suffisamment élevé, un phénomène d'interaction se produit entre les différentes microcavités. Si la distance entre les cavités est faible, elles ont tendance à converger et fusionner brusquement (fig13). Le processus de coalescence aboutit à la formation de microfissures qui conduira à la rupture [6].

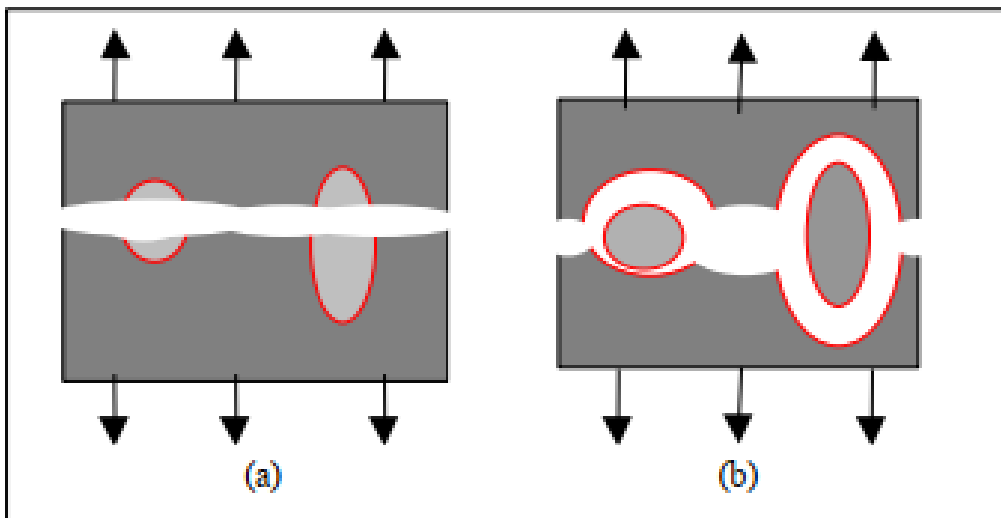


Fig.13 : coalescence conduisant à la rupture

Dans la figure 14, une représentation schématique d'une éprouvette en traction simple basée sur une courbe de contrainte/déformation.

- **Domaine OA :** Déformation élastique linéaire et homogène de l'éprouvette sans germination des microcavités, l'endommagement donc est nul.
- **Domaine AB :** déformation plastique homogène de l'éprouvette, germination des microcavités qui sont très petites et n'influe pas sur le comportement du matériau.
- **Domaine BC :** la croissance progressive des microcavités qui entraîne l'adoucissement du matériau et influe sur son comportement élastoplastique.
- **Domaine CD :** la coalescence des microcavités entraîne l'apparition des microfissures, ce qui conduit à la rupture [6].

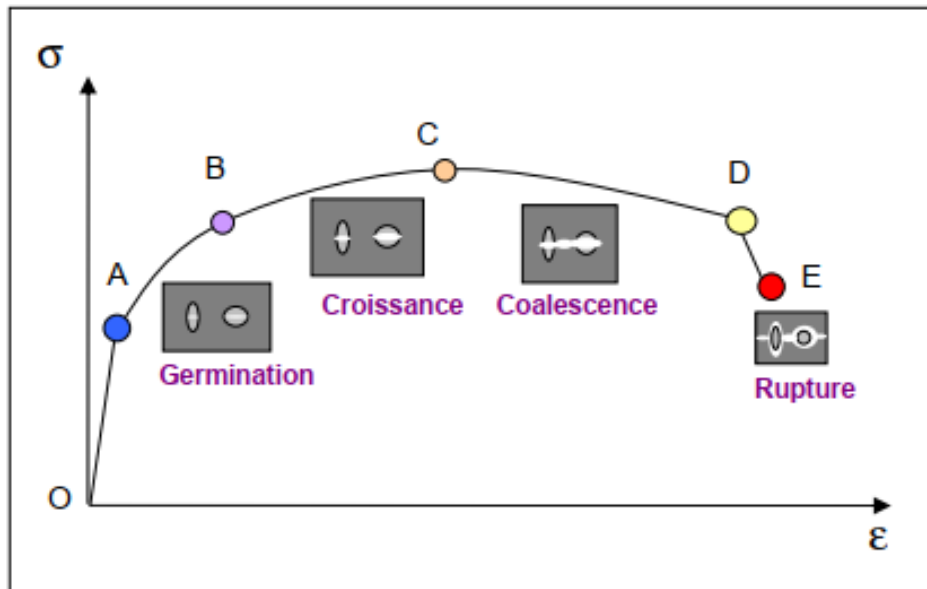


Fig.14 : schématisation d'une éprouvette en traction simple [4]

3.2. Les effets de l'endommagement :

L'endommagement réduit la valeur de certaines propriétés :

- Diminution du module d'élasticité
- Réduction à contrainte avant ou après le durcissement
- Réduction de la dureté
- Réduction de la densité

4. Modélisation du comportement mécanique d'un matériau

La modélisation du comportement mécanique d'un matériau est basée sur des modèles composés de quatre types de lois : une loi d'élasticité, une loi d'écoulement plastique, un critère de plasticité et une loi d'écrouissage. [5]

Quand un matériau subit une sollicitation, en traction par exemple, on observe des déformations élastiques et des déformations plastiques. Quand on effectue une décharge après avoir déformé plastiquement, on remarque que, durant la décharge, la relation d'élasticité est toujours vérifiée (même pente reliant contrainte et déformation). Pendant la deuxième mise en charge, on observe une variation de la limite d'élasticité apparente correspondant à l'apparition au sein du matériau d'un phénomène d'écrouissage. Une fois que le matériau atteint sa limite d'élasticité, la déformation persiste même lorsque la contrainte est nulle. Par conséquent, il ne peut pas être exprimé directement en fonction de la contrainte. Cependant, ces variations dépendent de l'histoire du chargement. Ainsi, une loi d'évolution modélisant le phénomène d'écrouissage est nécessaire. Les variables d'écrouissage permettent de décrire le comportement du matériau en plasticité. Leur identification nécessite les données d'essais effectués avec des chargements monotones et des essais charge-décharge. [9]

4.1. Modélisation de l'écrouissage

L'écrouissage associé à la déformation plastique a été perçu comme l'un des principaux facteurs responsables de son apparition et de son développement. De cette manière, de nombreuses recherches ont été menées sur sa modélisation et divers modèles d'écrouissage ont été élaborés. Les premiers modèles élaborés sont repérés sur de simples trajets monotones. Il

est possible de décrire un écrouissage isotrope du matériau en utilisant les lois de Hollomon, de Ludwik ou de Swift. Ces lois ont été couramment employées en raison de leur faible nombre de paramètres à identifier.

Néanmoins, les changements des trajets de déformation comprennent des mécanismes d'écrouissage plus complexes qui impactent l'état local de chaque point de la pièce. Plusieurs travaux ont été proposés à la modélisation de ce phénomène, qui est l'exemple spécifique de l'anisotropie induite par écrouissage [5-9].

4.1.1. Lois d'écrouissage isotrope

- **Loi de Hollomon :**

Cette loi, connue sous le nom de loi de puissance, est établie par :

$$\bar{\sigma} = K\bar{\varepsilon}^n \quad (1)$$

K et n sont des paramètres du matériau.

- **Loi de Swift**

La loi de Swift est formulée comme suit :

$$\bar{\sigma} = K(\varepsilon_0 + \bar{\varepsilon}^p)^n \quad (2)$$

4.1.2. Lois d'écrouissage cinématique

On cite quelques lois d'écrouissage cinématique les plus connues

- **Loi de Prager**

Cette loi est une loi d'écrouissage cinématique linéaire, décrite par la contrainte de rappel X comme [10] :

$$\dot{X} = C\dot{\lambda} \frac{1}{\bar{\sigma}} (\sigma' - X) = \frac{2}{3} C\varepsilon^p \quad (3)$$

$\dot{\lambda}$ est le multiplicateur plastique et C est un paramètre du matériau

- **Loi de Armstrong et Frederick**

Armstrong et Frederick ont amélioré la loi de Prager en proposant une loi d'écrouissage non linéaire comme [12] :

$$\dot{X} = C_x (X_{sat}^n - X) \dot{\lambda} \quad (4)$$

- **Loi d'écrouissage de Chaboche-Marquis**

Ce modèle est venu des deux types d'écrouissage isotrope et cinématique, donc une loi d'écrouissage mixte construit de la loi de Voce et de la loi d'Armstrong et Frederick comme suit [13] :

$$\begin{aligned} \dot{R} &= C_R (R_{sat} - R) \dot{\lambda} \\ \dot{X} &= C_x (X_{sat}^n - X) \dot{\lambda} \quad (5) \\ \bar{\sigma} &= \dot{X} + \dot{R} \end{aligned}$$

\dot{R} et \dot{X} sont respectivement, l'écrouissage isotrope et l'écrouissage cinématique

4.2. Couplage du comportement élastoplastique avec l'endommagement

Depuis les années cinquante, plusieurs chercheurs ont étudié l'endommagement ductile en proposant différents types de modèles : modèles découplés et modèles couplés. Les pionniers du premier type sont McClintock, Rice et Tracey, et ceux du deuxième type sont Kachanov, Gurson, Chaboche et Lemaitre.

4.2.1. Les modèles d'endommagement découplés :

- **Modèle de Mc Clintock 1968 :**

Mc Clintock [14] dans son modèle a considéré que les microcavités nucléées ont des formes cylindriques de rayon R . Ensuite, il a établi le rôle des microcavités dans la rupture ductile et a suggéré une corrélation entre le rayon moyen des cavités nucléées et l'augmentation globale de la déformation plastique, comme suit :

$$\frac{dR}{R} = 0.8 \exp\left(\sqrt{3} \frac{\sigma_H}{\sigma_{eq}}\right) d\bar{\varepsilon}^p \quad (6)$$

- **Modèle de Rice et Tracey 1969 :**

Selon Rice et Tracey, les microcavités nucléées présentent des formes sphériques. Dans ce modèle, on a négligé la coalescence des microcavités et l'effet de l'écrouissage, et il est supposé que la rupture apparaisse lorsque le rayon de la microcavité atteint une valeur critique. Il est formulé comme suit [21]:

$$\frac{dR}{R} = 0.283 \exp\left(\frac{3}{2} \frac{\sigma_H}{\sigma_{eq}}\right) d\bar{\varepsilon}^p \quad (7)$$

4.2.2. Les modèles d'endommagement couplés :

Dans l'étude de l'endommagement couplé, plusieurs modèles ont été proposés. Ils peuvent être classés en deux approches : L'approche physique et mécanique. La première prend en considération la discontinuité du matériau et examine la dynamique des microcavités. Gurson est l'un des premiers à adopter cette approche [11]. La seconde approche s'appuie sur l'hypothèse de continuité du matériau mis en forme et permet donc d'utiliser les outils fournis par la mécanique des milieux continus. Dans ce contexte, le premier modèle a été mis au point par Kachanov [12] ; ensuite, une grande diversité de modèles a été développée [13].

- **Les modèles de l'approche physique de l'endommagement**

- **Modèle de Gurson 1977 :**

Gurson a étudié la germination et l'évolution des microcavités afin de prédire l'endommagement local dans les zones d'instabilité plastique. Il suppose que l'apparition des microcavités interagit avec le comportement macroscopique du matériau et introduit donc une variable d'endommagement qui représente la proportion des volumes des microcavités par rapport au volume total en utilisant le potentiel de Gurson [22] :

$$D = \left(\frac{\sigma_{eq}}{\sigma_e}\right) + 2f \cosh\left(\frac{3\sigma_H}{2\sigma_e}\right) - 1 - f^2 = 0 \quad (8)$$

Où D , σ_H , σ_{eq} , σ_e et f sont respectivement, la variable d'endommagement, la contrainte hydrostatique, la contrainte équivalente, la contrainte d'écoulement et le taux de porosité où :

$$\sigma_H = \frac{1}{3}(\sigma_{11} + \sigma_{22} + \sigma_{33}) \quad (9)$$

$$\sigma_{eq} = \sqrt{\frac{3}{2} s : s} \quad (10)$$

s est le tenseur de contrainte déviatorique.

- **Modèle de Gurson-Tvergaard-Nedlemaan (GTN)**

Des extensions du modèle de Gurson ont été proposées par Tvergaard et Needleman [14, 15], qui ont pris en considération l'interaction entre les microcavités nucléées après la germination, la croissance des microcavités et, si la distance est suffisamment petite, le phénomène de coalescence qui va se produire, créant des microfissures qui entraînent une rupture macroscopique. La formule de l'évolution de l'endommagement peut être présentée comme suit :

$$D = \left(\frac{\sigma_{eq}}{\sigma_0} \right)^2 + 2q_1 f^* \cosh \left(\frac{3q_2 \sigma_H}{2\sigma_0} \right) - 1 - q_3 f^{*2} = 0 \quad (11)$$

Ou' q_1, q_2 et q_3 sont des paramètres du modèle, pour les aciers :

$$q_1 = 1.5, q_2 = 1 \text{ Et } q_3 = q_1^2$$

f^* est la porosité effective qui représente la fraction volumique modifiée des microcavités.

- **Les modèles de l'approche mécanique de l'endommagement**

- **Modèle de Kachanov :**

Kachanov a proposé une théorie de l'endommagement ductile continu. Selon cette théorie, la variable d'endommagement est définie comme le rapport entre la section de la microcavité et la section totale pour une surface spécifique dans un volume d'élément (fig. 15), ce qui peut être présenté par la formule suivante :

$$D = \frac{S_D}{S} \quad (12)$$

Ou' S et S_D sont respectivement la section totale et la section des microcavités.

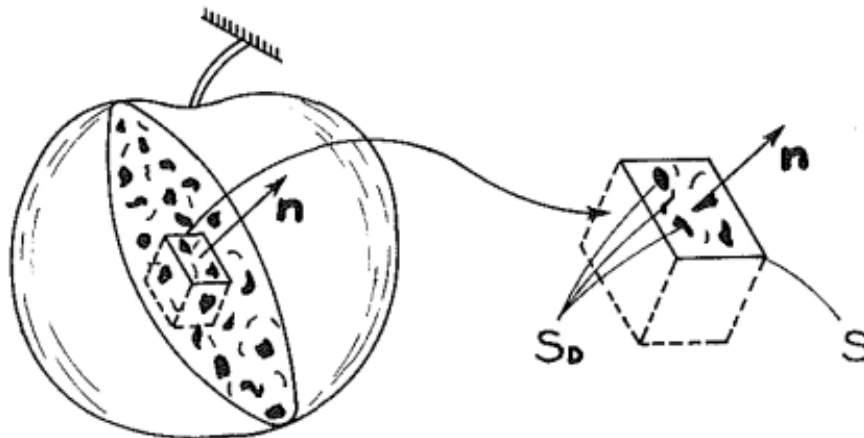


Fig.15 : Une coupe d'un élément endommagé [13]

- **Modèle d'endommagement de Lemaitre- Chaboche**

Basant sur l'hypothèse de la déformation plastique équivalente et la thermodynamique des processus irréversibles, Lemaitre [24] a amélioré le modèle d'endommagement de Kachanov. Il a supposé que les équations constituant d'un matériau endommagé pouvaient être dérivées de la même manière que pour un matériau vierge en utilisant des contraintes effectives comme suit :

$$\tilde{\sigma} = \frac{F}{\tilde{S}} \quad (13)$$

Où \tilde{S} est la section effective qui définit comme :

$$\tilde{S} = S(1 - D) \quad (14)$$

Alors, dans les matériaux isotropes :

$$\tilde{\sigma}_{ij} = \frac{\sigma_{ij}}{1 - D} \quad (15)$$

Où $\tilde{\sigma}_{ij}$ est le tenseur de la contrainte effective

❖ **Cadre thermodynamique**

Utilisant la thermodynamique des milieux continus [13], on introduit les variables d'état comme la déformation totale (ε) et la température (T) pour décrire le comportement thermomécanique. En considérant l'hypothèse des petites déformations, la déformation totale est subdivisée en une partie liée à la déformation thermoélastique et une partie liée à la déformation plastique, telles que :

$$\varepsilon_{ij} = \varepsilon_{ij}^e + \varepsilon_{ij}^p \quad (16)$$

On intègre des variables d'état internes pour décrire les phénomènes dissipatifs d'écrouissage et d'endommagement. Bien qu'elles ne soient pas de mesure directe, ces variables reflètent l'état interne de la matière (densité de dislocations, microcavités). Selon le tableau 1, chacune de ces variables d'état est associée à une variable associée.

Tableau 1. Les variables interne et leur variables associées

Mécanismes	Variables internes	Variables associées
Elasticité	$\varepsilon_{ij}^e = \varepsilon_{ij} - \varepsilon_{ij}^p$	σ
Ecrouissage isotrope	r	R
Endommagement isotrope	D	Y

Pour déduire la variable associée à la variable d'endommagement, en prenant l'énergie libre comme un potentiel thermodynamique :

$$\Psi = \Psi_e(\varepsilon^e, T, D) + \Psi_p(T, \varepsilon^p) \quad (17)$$

Seule la partie élastique de l'énergie libre est à considérer :

La dérivation de cette fonction par rapport à la variable D nous donne :

$$Y = \frac{\partial \Psi_e}{\partial D} = -\frac{1}{2} a_{ijkl} \varepsilon_{kl}^e = -\frac{\Psi_e}{1-D} \quad (18)$$

$$Y = \frac{\partial \Psi_e}{\partial D} = -\frac{1}{2} a_{ijkl} \varepsilon_{kl}^e = -\frac{\Psi_e}{1-D} \quad (19)$$

Dans le cas d'élasticité isotrope, on peut écrire l'énergie élastique à partir des relations entre les contraintes et les déformations déviatrices, et les contraintes et les déformations hydrostatiques comme :

$$e_{ij}^e = \frac{1+\nu}{E} \frac{s_{ij}}{1-D} \quad (20) \quad \text{et} \quad \varepsilon_H^e = \frac{1-2\nu}{E} \frac{\sigma_H}{1-D} \quad (21)$$

Où e_{ij}^e et ε_H^e sont respectivement, la déformation déviatrice et la déformation élastique hydrostatique. L'énergie élastique peut être écrite comme :

$$Y = -\frac{1}{2} \left[\frac{(1+\nu)}{E} \frac{tr(s^2)}{(1-D)^2} + 3 \frac{1-2\nu}{E} \frac{\sigma_H^2}{(1-D)^2} \right] \quad (22)$$

Dans le cas de la plasticité isotrope, l'incorporation de la contrainte équivalente de Von Mises entraîne :

$$Y = -\frac{\sigma_{eq}^2}{2E(1-D)^2} \left[\frac{2}{3} (1+\nu) + 3(1-2\nu) \left(\frac{\sigma_H}{\sigma_{eq}} \right)^2 \right] \quad (23)$$

Finalement, loi d'évolution est utilisée en se basant sur le dérivé de la fonction de potentiel de dissipation proposée par Lemaitre [25] par rapport à la variable Y pour obtenir la variable d'endommagement D . Cette fonction est convexe, assure le second principe de la thermodynamique et définie comme :

$$F_D = \frac{s_0}{(r+1)(1-D)} \left(-\frac{Y}{s_0} \right)^{r+1} \quad (24)$$

Donc la loi d'évolution donne :

$$\dot{D} = \dot{\gamma} \frac{\partial F_D}{\partial Y} = \frac{\dot{\gamma}}{1-D} \left(-\frac{Y}{s_0} \right)^r \quad (25)$$

$\dot{\gamma}$ est le multiplicateur plastique, et sont des paramètres du matériau [13], le paramètre supposé égal à 1 pour les matériaux ductiles. La contrainte équivalente et la déformation équivalente peuvent être calculées comme:

$$\frac{\sigma_{eq}}{1-D} = \sqrt{\frac{3}{2} \frac{S_{ij} : S_{ij}}{1-D}} \quad (26) \quad \text{Et} \quad \dot{\varepsilon} = \sqrt{\frac{2}{3} \dot{e}_{ij}^p : \dot{e}_{ij}^p} \quad (27)$$

En utilisant une loi d'évolution, on obtient :

$$\dot{e}_{ij} = \frac{3}{2} \gamma \frac{S_{ij}}{\sigma_{eq}} \quad (28)$$

Comme on considère un écrouissage isotrope, on pose $\dot{\varepsilon} = \frac{\dot{\gamma}}{1-D}$

Donc la variable d'endommagement peut être formulée comme :

$$\dot{D} = \left(-\frac{Y}{s_0} \right) \dot{\bar{\epsilon}} \quad (29)$$

Trois autres paramètres qui peuvent être introduits sont le seuil d'endommagement (ϵ_D), l'endommagement critique (D_c) et la déformation à la rupture (ϵ_r) donc :

$$\dot{D} = \left(-\frac{Y}{s_0} \right) \dot{\bar{\epsilon}} \quad \text{Si } \bar{\epsilon}^p > \epsilon_D$$

$$\dot{D} = 0 \quad \text{Si } \bar{\epsilon}^p < \epsilon_D$$

D'après Lemaitre [24] cette formule peut être transformée en une autre formule comme suit :

$$\dot{D} = \frac{D_c}{\epsilon_r - \epsilon_D} \left[\left(\frac{2}{3}(1+\nu) - 3(1-2\nu) \frac{\Delta y}{\Delta x} \right) \left(\frac{\sigma_H}{\sigma_{eq}} \right)^2 \dot{\bar{\epsilon}}^p - \epsilon_D \right] \quad (30)$$

5. Identification des caractéristiques élasto-plastiques et paramètres d'endommagement

5.1. Identification des paramètres élastoplastique

Des essais de traction monotone sont utilisés pour identifier les caractéristiques élastiques et plastiques et les paramètres de la loi d'écrouissage en se basant sur la courbe contrainte-déformation obtenue lors de ces essais. Les caractéristiques élastiques peuvent être déduites en calculant : la pente de la déformation élastique pour le module de Young ($E = \sigma^e / \epsilon^e$) où sa valeur est donnée directement par la machine d'essai pilotée par un ordinateur, le rapport entre la déformation transversale et en épaisseur pour le coefficient du poisson ($\nu = -\epsilon_T / \epsilon_{ep}$). Les courbes de régression de la courbe contrainte-déformation rationnelle (réelle) permettent d'identifier les paramètres de la loi d'écrouissage. La figure 16 illustre les différents modèles d'écrouissage identifiés et comparés par la courbe expérimentale.

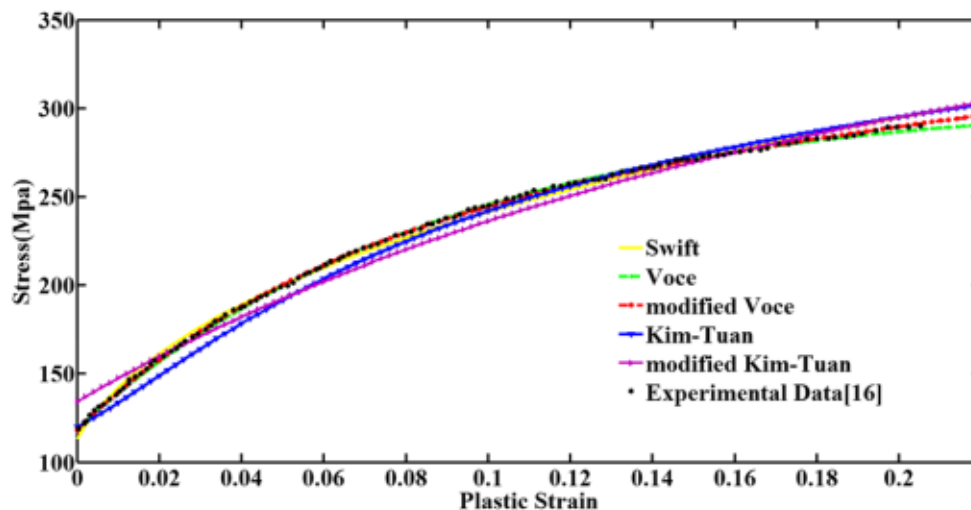


Fig.16 : Exemple des modèles d'écrouissage identifiés et comparés avec l'expérimental [16]

5.2. Identification des paramètres liés au modèle de Lemaitre-Chaboche

La mesure directement l'endommagement en utilisant la densité de surface des microcavités n'est utilisée que dans les laboratoires bien équipés pour la micrographie, tant du point de vue humain que microscopique. Il est plus facile d'utiliser des méthodes inverses pour évaluer

l'endommagement en utilisant le couplage entre l'endommagement et l'élasticité (ou la plasticité).

5.2.1. Identification à partir de Changement d'élasticité

○ Par des essais de traction de type charge-décharge

Si l'endommagement est isotrope, la loi de l'élasticité en tension associée à l'endommagement est réduite à :

$$\varepsilon^e = \frac{\sigma}{E(1-D)} = \frac{\sigma}{\tilde{E}} \quad (31)$$

E est le module d'élasticité d'un matériau vierge et \tilde{E} est le module d'élasticité d'un matériau endommagé. L'endommagement est alors exprimé comme la perte de rigidité comme :

$$D = 1 - \frac{\tilde{E}}{E} \quad (32)$$

Afin d'estimer l'endommagement en fonction de $(\bar{\varepsilon}^p)$. ($\bar{\varepsilon}^p = \int_0^t \dot{\varepsilon}^p dt$), il est conseillé d'effectuer un test de type charge décharge (interruption pour 10 à 100 cycles), puis de mesurer sa déformation élastique en utilisant un gauge [13] (Fig.17).

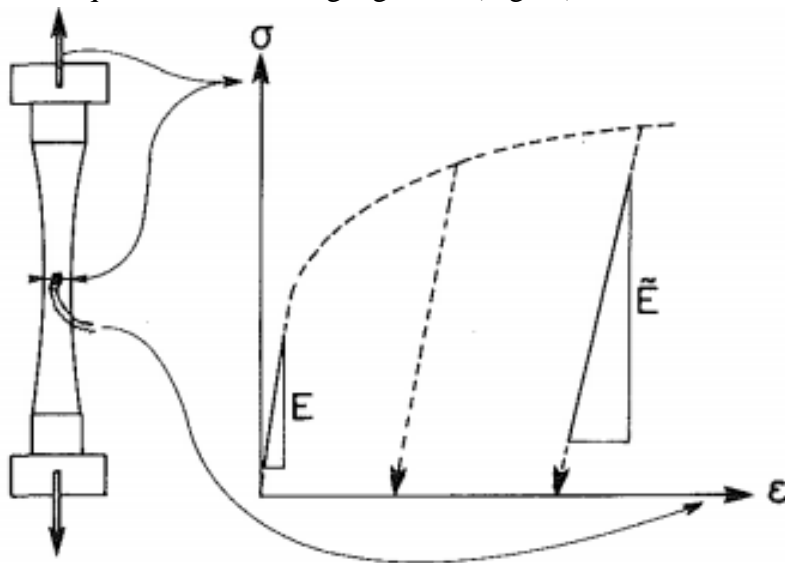


Fig.17 : Mesure de l'élasticité endommagée [13]

Étant donné que la mesure de la déformation plastique nécessite une précision absolue d'environ de 10^{-6} pour évaluer l'évolution du module d'élasticité avec précision. De plus, dès qu'une microfissure apparaît, l'endommagement perd sa signification continue et est presque toujours très localisé sur un petit volume. En tension, l'endommagement survient dès que le module d'élasticité diminue rapidement, ce qui indique un changement rapide de la courbure graphique de $D = f(\bar{\varepsilon}^p)$ (Fig.18) [13]

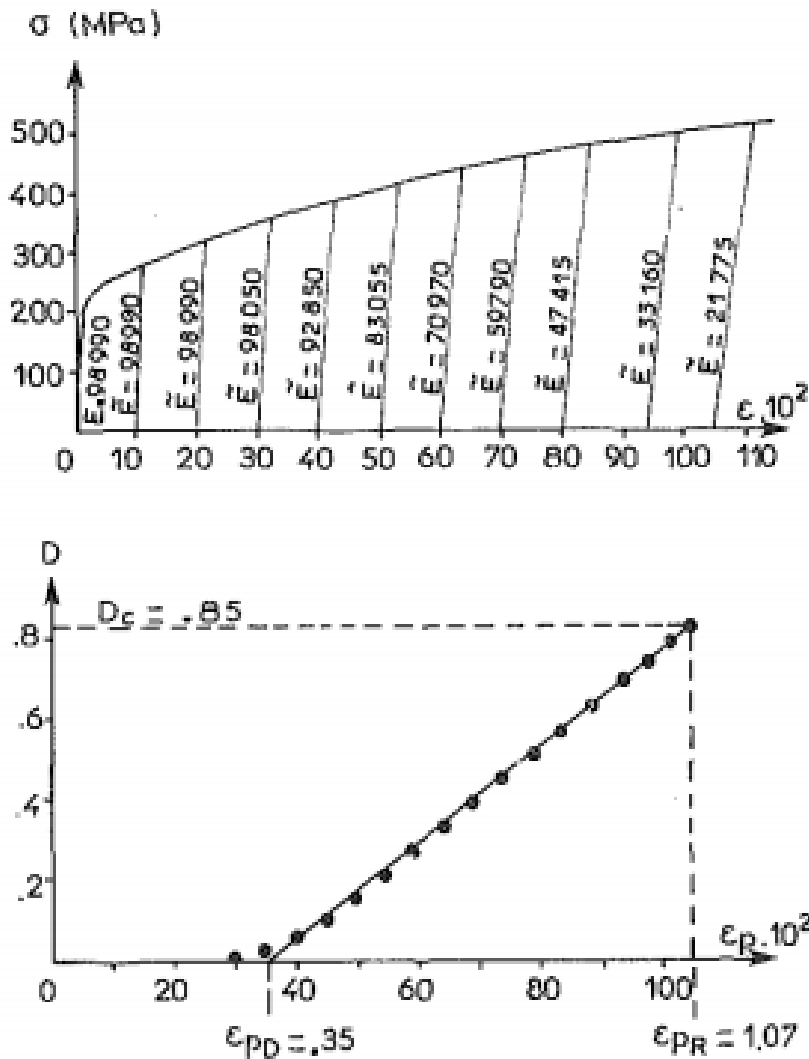


Fig.18 : Identification des paramètres d'endommagement pour le cuivre pur [13]
 Dans la figure, les paramètres d'endommagement sont identifiés comme :

➤ ϵ_D : Le seuil d'endommagement, qui est la déformation à partir de laquelle la valeur du module d'élasticité commence à diminuer.

➤ ϵ_R : déformation à la rupture.

➤ D_c : L'endommagement critique

○ **Changement d'élasticité isotrope par les ondes ultrasoniques**

La vitesse d'une onde est liée à la densité ρ et aux propriétés élastiques du milieu considéré.

Considérant les ondes longitudinales dans un échantillon linéaire, isotrope élastique, long cylindrique, la vitesse d'onde est déterminée par :

$$v = \sqrt{\frac{E}{\rho} \frac{1-\nu}{(1+\nu)(1-2\nu)}} \quad (33)$$

Si le matériau est endommagé principalement par des microfissures, la densité reste presque inchangée, et si elles sont aléatoires pour rendre l'endommagement isotrope, le coefficient de Poisson reste également constant. La vitesse des ondes devient

$$\tilde{\nu} = \sqrt{\frac{\tilde{E}}{\rho} \frac{1-\nu}{(1+\nu)(1-2\nu)}} \quad (34)$$

L'endommagement peut être déterminé comme :

$$D = 1 - \frac{\tilde{E}}{E} \rightarrow D = 1 - \frac{\tilde{\nu}^2}{\nu^2} \quad (35)$$

Grâce à cette méthode, il est possible d'évaluer le temps de transmission des ondes. Quand la distance couverte par les ondes est élevée, la précision est plus grande. Malheureusement, en raison de la localisation de l'endommagement, la distance disponible pour un champ d'endommagement uniforme est toujours petite, souvent trop petite pour les métaux.

5.2.2. Identification à partir de changement de micro-dureté

L'impact de l'endommagement sur la micro-dureté est déterminé par l'insertion d'un pénétrateur diamant dans le matériau, où la charge (F) et la zone dentelée projetée (S) sont mesurées. On définit la dureté comme suit :

$$H = \frac{F}{S} \quad (36)$$

La matière autour de la marque est chargée en 3D, plasticité proportionnelle qui évite la prise en compte d'un écrouissage cinématique. Dans le cas d'endommagement isotrope avec le même effet sur la traction et la compression, le potentiel plastique s'écrit avec la contrainte équivalente effective de von Mises, l'évolution d'écrouissage isotrope R et la limite d'élasticité σ_0

$$\psi = \frac{\sigma_{eq}}{1-D} - R - \sigma_0 = 0 \quad (37)$$

ce qui signifie que la limite d'élasticité :

$$\sigma_s = (R + \sigma_0)(1-D) \quad (38)$$

Des études théoriques et de nombreuses expériences ont prouvé que la limite d'élasticité est liée à la dureté H comme :

$$H = k\sigma_s \quad (39)$$

- Lorsqu'on réalise un essai de micro dureté sur une partie vierge d'un morceau de matériau, il n'y a pas de durcissement (ou seulement un petit durcissement causé par la micro indentation).
- Lorsqu'on réalise un test de micro dureté sur une partie endommagée du même morceau de matériau, comme l'endommagement se produit pour un écrouissage quasi-saturé

$$(R + \sigma_0) = \sigma_u \quad (40)$$

on a:

$$H^* = k\sigma_u(1-D) \quad (41)$$

Où σ_u est la contrainte maximale. ces deux dernières équations, l'endommagement est évalué comme suit :

$$D = 1 - \frac{H^*}{H} \frac{\sigma_0}{\sigma_u} \quad (42)$$

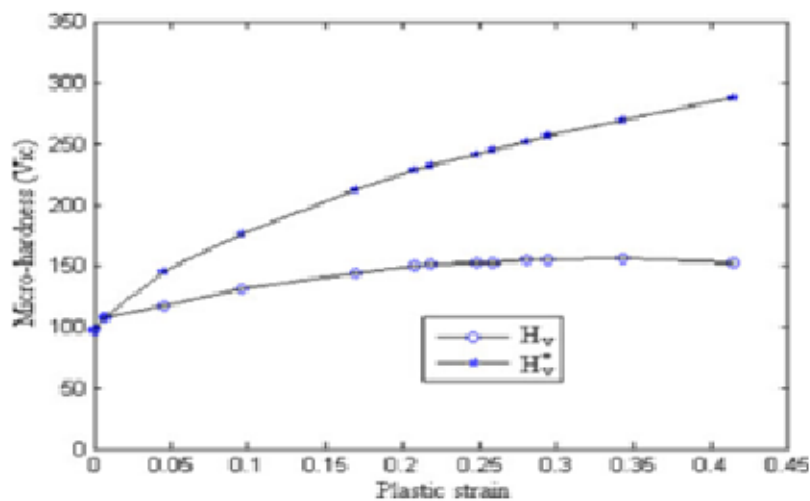
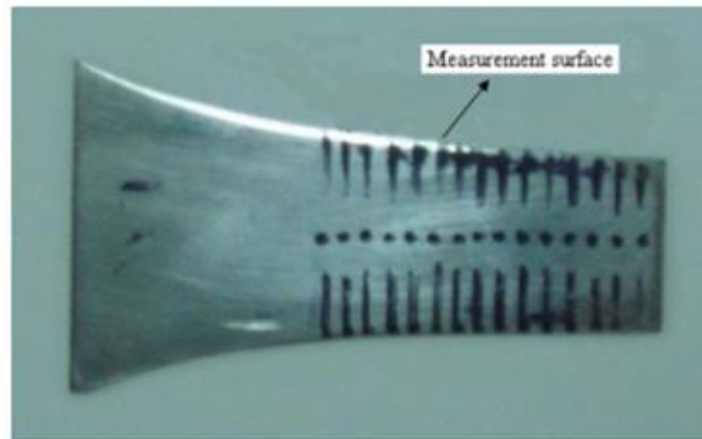


Fig.19 : Mesure du micro durté [17]

6. Simulation numérique

6.1.Principe de la simulation numérique

La simulation numérique permet d'établir des relations entre contraintes et déformations au sein des matériaux à l'aide de modèles comportementaux phénoménologiques. Ainsi, les phénomènes physiques sont modélisés par leur influence dans cette relation. La structure et les contraintes appliquées seront modélisées respectivement par un modèle de produit et un modèle de conditions aux limites.

Enfin, une fois les paramètres identifiés, la dernière étape est la validation du modèle. Cette validation implique, d'une part, la réalisation d'essais mécaniques et, d'autre part, de simuler le déroulement de cet essai mécanique à l'aide d'un modèle du comportement puis de comparer les deux résultats. L'écart entre la réponse de l'essai et les résultats simulés permet de valider ou non le modèle. Si la différence est grande, c'est que le phénomène physique n'a pas été modélisé. Il faut alors changer de modèle comportemental pour réduire cet écart.

6.2.Simulation numérique de l'endommagement :

La prédiction de la rupture ductile a suscité un vif intérêt pour les communautés scientifiques et d'ingénieurs lors du formage des tôles minces au cours des dernières décennies. Par conséquent, la prédiction de l'endommagement ductile reste un problème clé pour obtenir des produits sans défaut. Ainsi, la simulation de l'endommagement a été le sujet de plusieurs études. Dans la littérature, l'extension du modèle de Gurson (GTN) est largement utilisée dans

la simulation de l'endommagement. Zhiying et Xianghuai ont utilisé le modèle (GTN) tenant compte du critère de Hill 48 sur la plasticité anisotrope pour étudier l'endommagement lors de l'emboutissage [17]. Le modèle de GTN a également été mis en œuvre par Junchao Lie [30] en utilisant le critère de Hill 48 et en étendant les paramètres de GTN par simulation pour étudier l'endommagement lors du processus de formage incrémental. Gatea a utilisé le modèle modifié de GTN avec addition de la fonction proposée par Xue [31] pour capturer la rupture par cisaillement sous une faible triaxialité des contraintes pour étudier la rupture ductile lors du processus de formage incrémental [32]. Une autre modification du modèle GTN proposée par Nashon et Hutchinson [33] pour inclure l'effet du cisaillement. Ce modèle a été et est implémenté numériquement dans Abaqus explicit via la subroutine VUMAT par Ying [39] pour simuler l'essai du SPT (Small punch test). Yildiz et Yilmaz [20] ont étudié l'influence du traitement thermique sur la formabilité des tôles d'alliage d'aluminium 6061 en utilisant le modèle de GTN. La méthodologie de la surface de réponse a été utilisée par Abassi [34] pour identifier les paramètres de GTN et prédire les CLF numériquement. Amaral [21] a mis en place et comparé les trois modèles de Johnson Cook, GTN et Lemaire afin de prédire la rupture en emboutissage.

Le modèle de Lemaitre est couramment employé pour prédire le comportement élastoplastique-endommagement lors de la mise en forme des tôles minces. Aboutalebi [16] a caractérisé l'acier ST14, ensuite il a implémenté ce modèle dans Abaqus à l'aide d'une subroutine VUMAT puis a modélisé numériquement l'endommagement ductile lors du processus de formage des tôles. M. Khelifa [22] a anticipé la rupture en emboutissage en utilisant un couplage fort entre la plasticité Hill 48 avec un écrouissage mixte ainsi qu'un modèle isotrope de Lemaitre.

Plusieurs schémas et algorithmes d'intégration du modèle de Lemaitre dans Abaqus Explicit ont été proposés par les chercheurs. Désoza [35] et Ravindra [23] ont utilisé la méthode de Newton-Raphson, J.P. Fan et al. [24], dans leurs études, ont intégré le modèle de Lemaitre dans Abaqus en utilisant la méthode explicite vers l'arrière d'Euler. Chalal et Abed-Meraim [36] ont utilisé la méthode de Runge-Kutta pour implémenter le modèle de Lemaitre en Abaqus explicite pour prédire la CLF.

Lee et Pourboghrat [26] ont proposé un schéma explicite pour implémenter ce modèle dans le code de calcul Abaqus. Ce schéma a basé un algorithme d'intégration des contraintes appelé opération split, qui divise le problème en composante élastique et composante plastique sur l'intervalle $[t_i, t_{i+1}]$. Supposant que l'intégration a été performée à l'instant, la première étape est le prédicteur élastique, où la déformation incrémentielle est supposée être purement élastique, puis la fonction seuil de von Mises couplée avec l'endommagement est utilisée pour vérifier la consistance plastique. Si la fonction seuil n'est pas satisfaite, la deuxième étape, appelée le correcteur plastique, doit être utilisée pour assurer la consistance plastique. Le schéma explicite peut être présenté comme :

➤ Prédiction élastique

Supposant que l'intégration a été réalisé à l'instant t_i , alors les variables d'état interne : l'endommagement $D_{(i)}$, la contrainte $\sigma_{(i)}$, la déformation plastique équivalente $\bar{\epsilon}_{(i)}^{pl}$ sont connues à l'instant t_i . Les formules constatives du modèle sont données comme suit :

La loi de Hooke :

$$\Delta \boldsymbol{\sigma} = (1-D)(\lambda \text{trace}(\Delta \boldsymbol{\varepsilon}^e) \delta_{ij} + 2\mu \Delta \boldsymbol{\varepsilon}^e) \quad (43)$$

La loi d'écoulement :

$$\Delta \boldsymbol{\varepsilon}^{pl} = \Delta \gamma \mathbf{q} \quad (44)$$

La contrainte d'écoulement :

$$\bar{\sigma} = K(\varepsilon_0 + \bar{\varepsilon}^{pl})^n \quad (45)$$

La loi d'écrouissage :

$$\Delta \bar{\sigma} = h \Delta \bar{\varepsilon}^{pl} \quad (46)$$

La déformation plastique équivalente :

$$\Delta \bar{\varepsilon}^{pl} = \sqrt{\frac{2}{3} \Delta \bar{\boldsymbol{\varepsilon}}^{pl} : \Delta \bar{\boldsymbol{\varepsilon}}^{pl}} \quad (47)$$

Le modèle de Lemaitre :

$$D = \frac{\gamma}{1-D} \left(-\frac{Y}{s_0} \right) \quad (48)$$

D'abord on suppose que la déformation plastique incrémentale $\Delta \boldsymbol{\varepsilon}^{pl} = 0$ donc, la loi généralisée de Hooke est écrite comme :

$$\boldsymbol{\sigma}_{(i+1)} = \boldsymbol{\sigma}_{(i)} + (1-D_{(i)})(\lambda \text{trace}(\Delta \boldsymbol{\varepsilon}) \delta_{ij} + 2\mu \Delta \boldsymbol{\varepsilon}) \quad (49)$$

Où λ et μ sont les coefficients de Lamé, δ_{ij} est le symbole de Kronecker, $\boldsymbol{\sigma}^{trial}$ est le prédicteur élastique et \mathbf{S}^{trial} est la composante déviatrice du prédicteur élastique où :

$$\mathbf{S}^{trial} = \boldsymbol{\sigma}^{trial} - \frac{1}{3} \text{trace}(\boldsymbol{\sigma}^{trial}) \delta_{ij} \quad (50)$$

La fonction de seuil est utilisée pour vérifier la consistance plastique, telle que : $\phi > 0$

$$\phi = \frac{\sigma_{eq}}{1-D} - \bar{\sigma} \leq 0 \quad (51)$$

Si la formule est satisfaite, donc la prédiction élastique est correcte, alors les variables d'état interne se mettent à jour à l'instant t_{i+1} comme suit :

$$\begin{aligned} \boldsymbol{\sigma}_{i+1} &= \boldsymbol{\sigma}^{trial} \\ \bar{\boldsymbol{\varepsilon}}_{i+1}^{pl} &= \bar{\boldsymbol{\varepsilon}}_i^{pl} \\ D_{i+1} &= D_i \end{aligned}$$

Si la fonction seuil n'est pas satisfaite, donc la correction plastique doit être utilisée pour assurer la consistance plastique.

➤ Le correcteur plastique

$\phi > 0$ signifie que la surface seuil de plasticité a été élargie durant Δt , pour assurer la consistance plastique, $\mathbf{S}_{(i+1)}$ doit être en la surface seuil élargi à l'aide de :

$$\mathbf{S}_{(i+1)} = R_{(i+1)} \mathbf{q} \quad (52)$$

Où $R_{(i+1)}$ renvoie au rayon de la surface de plasticité à l'instant $t_{(i+1)}$ obtenu par :

$$R_{(i+1)} = \sqrt{\frac{2}{3}}(1 - D_{(i+1)})\bar{\sigma}_{(i+1)} \quad (53)$$

\mathbf{q} est la direction radiale pour le correcteur plastique qui satisfait la condition d'écrouissage isotrope :

$$\mathbf{q} = \frac{\mathbf{S}^{trial}}{|\mathbf{S}^{trial}|} = \frac{\mathbf{S}_{(i+1)}}{|\mathbf{S}_{(i+1)}|} \quad (54)$$

Si l'incrément de la déformation plastique équivalente :

$$\Delta\bar{\epsilon}^{pl} = \sqrt{\frac{2}{3}}\Delta\bar{\boldsymbol{\epsilon}}^{pl} : \Delta\bar{\boldsymbol{\epsilon}}^{pl} \quad (55)$$

Utilisant les équations (50), (52), (53), (54), on peut développer :

$$R_{(i+1)} = \sqrt{\frac{2}{3}}\left(1 - D_{(i)} - \sqrt{\frac{2}{3}}\alpha_{(i)}\Delta\gamma\right)\left(\bar{\sigma}_{(i)} + \sqrt{\frac{2}{3}}h_{(i)}\Delta\gamma\right) \quad (56)$$

Où :

$$\alpha_{(i)} = \frac{\sigma_{eq}^2}{2Es_0(1 - D_{(i)})^2} \left[\frac{2}{3}(1 + \nu) + 3(1 - 2\nu) \left(\frac{\sigma_H}{\sigma_{eq}} \right)^2 \right] \quad (57)$$

$$h_{(i)} = nK(\bar{\epsilon}_0 + \bar{\epsilon}_{(i)}^{pl})^{n-1} \quad (58)$$

On remplace aussi l'équation (58) en utilisant les équations (50), (55) et (56) et on obtient :

$$\mathbf{S}_{(i+1)} = \mathbf{S}^{trial} - 2\mu(1 - D_{(i)})\Delta\gamma\mathbf{q} \quad (59)$$

Ainsi, en conséquence, l'équation (57) conduit à une équation du second ordre par rapport à $\Delta\gamma$:

$$A\Delta\gamma^2 + 2B\Delta\gamma + C = 0 \quad (60)$$

Où :

$$A = \frac{2}{3}\sqrt{\frac{2}{3}}\alpha_{(i)}h_{(i)}$$

$$B = \frac{1}{3}\alpha_{(i)}\bar{\sigma}_{(i)} - \mu(1 - D_{(i)})\left(1 + \frac{h_{(i)}}{3\mu}\right)$$

$$C = \sqrt{\mathbf{S}^{trial} : \mathbf{S}^{trial}} - \sqrt{\frac{2}{3}}(1 - D_{(i)})\bar{\sigma}_{(i)}$$

Notez que le $\Delta\gamma$ correct est celui qui satisfait les conditions suivantes :

$$\Delta\gamma = \min(\Delta\gamma_j), \quad \Delta\gamma_j > 0, \quad j = 1, 2$$

Le $\Delta\gamma$ correct est ensuite utilisé pour mettre à jour les variables d'état à l'instant $t_{(i+1)}$ comme suit :

$$\boldsymbol{\sigma}_{(i+1)} = \boldsymbol{\sigma}^{trial} - 2\mu(1 - D_{(i)})\Delta\gamma\mathbf{q}$$

$$\bar{\boldsymbol{\epsilon}}_{(i+1)}^{pl} = \bar{\boldsymbol{\epsilon}}_{(i)}^{pl} + \sqrt{\frac{2}{3}}\Delta\gamma$$

$$D_{(i+1)} = D_{(i)} + \sqrt{\frac{2}{3}}\alpha_{(i)}\Delta\gamma$$

Tableau.2. Schéma d'implémentation : prédiction élastique-correction plastique

Pour la déformation incrémentale $\Delta\varepsilon$ et les variables d'état à l'instant t_i

Etape 1-prédicteur élastique :

Calculer :

$$\boldsymbol{\sigma}^{trial} = \boldsymbol{\sigma}_i + (1 - D_i)(\lambda \text{trace}(\Delta\varepsilon)\mathbf{I} + 2\mu\Delta\varepsilon)$$

$$\mathbf{S}^{trial} = \boldsymbol{\sigma}^{trial} - \frac{1}{3}\text{trace}(\boldsymbol{\sigma}^{trial})\mathbf{I}$$

$$\phi^{trial} = \frac{\sigma_{eq}^{trial}}{1 - D_i} - \bar{\sigma}_{i+1}$$

Vérifier la consistance plastique

Si $\phi^{trial} \leq 0$ Alors

État élastique : mettez à jour les variables d'état

comme suit :

$$\boldsymbol{\sigma}_{i+1} = \boldsymbol{\sigma}^{trial}$$

$$\bar{\varepsilon}_{i+1}^p = \bar{\varepsilon}_i^p$$

$$D_{i+1} = D_i$$

Retour à l'étape 1

Sinon

État plastique :

Etape 2-le correcteur plastique

Résoudre pour $\Delta\gamma$:

$$A\Delta\gamma^2 + 2B\Delta\gamma + C = 0$$

Où:

$$A = \frac{2}{3}\sqrt{\frac{2}{3}}\alpha_i h_i; B = \frac{1}{3}\alpha_i \bar{\sigma}_i - \mu(1 - D_i)\left(1 + \frac{h_i}{3\mu}\right); C = \sqrt{\mathbf{S}^{trial} : \mathbf{S}^{trial}} - \sqrt{\frac{2}{3}}(1 - D_i)\bar{\sigma}_i$$

$$\text{Et } \alpha = -\frac{Y}{s_0}; h_i = nK(\varepsilon_0^p + \bar{\varepsilon}_i^p)^{n-1}; \mathbf{q} = \frac{\mathbf{S}^{trial}}{|\mathbf{S}^{trial}|}$$

Le correct $\Delta\gamma$ qui satisfaisait les conditions suivantes est utilisé pour mettre à jour la variable d'état à t_{i+1} :

$$\Delta\gamma = \min(\Delta\gamma_j), \Delta\gamma_j > 0, j = 1, 2$$

Étape 3-Mettez à jour les variables d'état :

$$\boldsymbol{\sigma}_{i+1} = \boldsymbol{\sigma}^{trial} - 2\mu(1 - D_i)\Delta\gamma\mathbf{q}$$

$$\bar{\varepsilon}_{i+1}^p = \bar{\varepsilon}_i^p + \sqrt{\frac{2}{3}}\Delta\gamma$$

$$D_{i+1} = D_i + \sqrt{\frac{2}{3}}\alpha_i\Delta\gamma$$

Fin si

Retour à l'étape 1

7. Conclusion

À travers ce chapitre, la méthode de fabrication de pièces industrielles par le procédé d'emboutissage a été étudiée, ainsi que les modes de déformation plastique et les phénomènes d'instabilité plastique qui ont été présentés. Ensuite, le mécanisme physique de l'endommagement ductile est abordé.

Il existe deux types de modèles d'endommagement : découplés et couplés. Dans le premier, l'endommagement est perçu comme une variable externe qui n'influe pas sur le comportement du matériau et la rupture apparaît lorsque cette variable est atteinte d'une valeur critique. Dans le deuxième, la variable d'endommagement est considérée comme une variable interne qui dégrade les propriétés du matériau avec l'évolution de l'endommagement.

Le modèle couplé peut être divisé en deux approches, approches physiques et approches mécaniques. La première se base sur la discontinuité du matériau et l'étude de la cinématique des microcavités. La seconde hypothèse repose sur la continuité du matériau mis en forme et permet donc d'utiliser les outils fournis par la mécanique des milieux continus.

Dans ce chapitre, nous avons appris en détail le modèle Lemaitre et comment identifier expérimentalement les paramètres du matériau liés à ce modèle. Des études précédentes sur la simulation numérique de mise en forme de tôles minces en utilisant le modèle du Lemaitre et sur les différents schémas explicites pour l'implémenter dans le code de calcul Abaqus/Explicit.

Chapitre 2

Conduite expérimentale

1. Introduction

Prédire l'apparition des instabilités plastiques lors de la fabrication des tôles minces, par la modélisation analytique ou par simulation numérique, repose principalement sur l'identification et la fiabilité des lois du comportement employées.

Dans ce chapitre, des essais expérimentaux ont été menés afin de déterminer ces lois. Dans ce contexte, des analyses chimiques et des analyses métallographiques ont été faites pour définir la composition chimique de l'acier utilisé et sa microstructure. Ensuite, deux types d'essais de traction uniaxiale ont été réalisés. Le premier est de type traction monotone, pour identifier les caractéristiques élastique et plastique du matériau et identifier les lois d'écroutissage. La deuxième est de type traction charge-décharge pour identifier les paramètres du matériau liés au modèle d'endommagement de Lemaitre.

Enfin, une étude sur le processus d'emboutissage au niveau de l'usine a été faite. En suivant ce processus, il a été remarqué qu'il est difficile de contrôler le succès de ce procédé, car plusieurs opérations échouent et de nombreuses pièces sont rejetées en raison de l'apparition des instabilités plastiques telles que le plissement, l'amincissement, la striction et la rupture.

2. Choix du matériau

Les tôles d'acier DC04 sont employées pour fabriquer des pièces de carrosserie dans la société nationale des véhicules industriels (SNVI VIR) de Rouïba. Ces tôles sont importées de France, dans le cadre d'un partenariat avec la régie Renault. Ces tôles découlent de la famille des tôles ES (dont E désigne emboutissage et S sévère pour qualifier la forte déformation).

Tableau 3. Les diverses désignations du matériau utilisé

Année	1983	1991	1991	1998
Désignation	ES	FePO4	EN 10130	DC 04

2.1. Analyse chimique

On a effectué l'analyse chimique sur l'acier DC04 au laboratoire central d'Arcelor Métal, les résultats dans le tableau 4, le tableau 5 représente les caractéristiques mécaniques.

Tableau 4. La composition chimique de l'acier DC04

La norme	Composition chimique en masse			
	C_{\max} %	Mn_{\max} %	P_{\max} %	S_{\max} %
EN 10130	0.08	0.40	0.030	0.030

Tableau 5. Les caractéristiques mécaniques de l'acier DC04

La norme	$E(GPa)$	$R_e(MPa)$	$R_m(MPa)$	$A(\%)$
EN 10130	180-210	160-220	270-350	38

2.2. Analyse métallographique

L'analyse des échantillons préparés à l'aide du microscope permet d'observer de manière directe la microstructure de l'acier DC04. Nous avons utilisé le microscope « *Optica* » au niveau du département de métallurgie, avec des grossissements de 2000 fois (figures 20, 21).

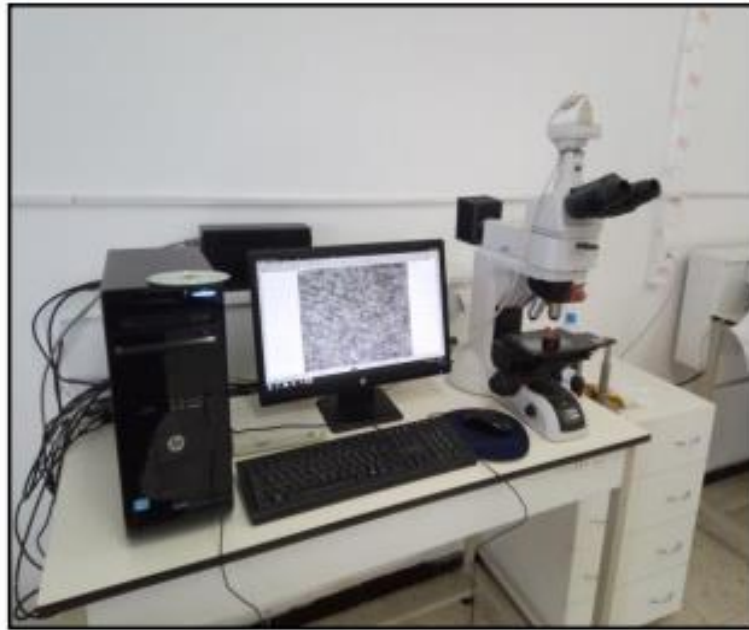


Fig.20 : Le microscope utilisé *Optica*

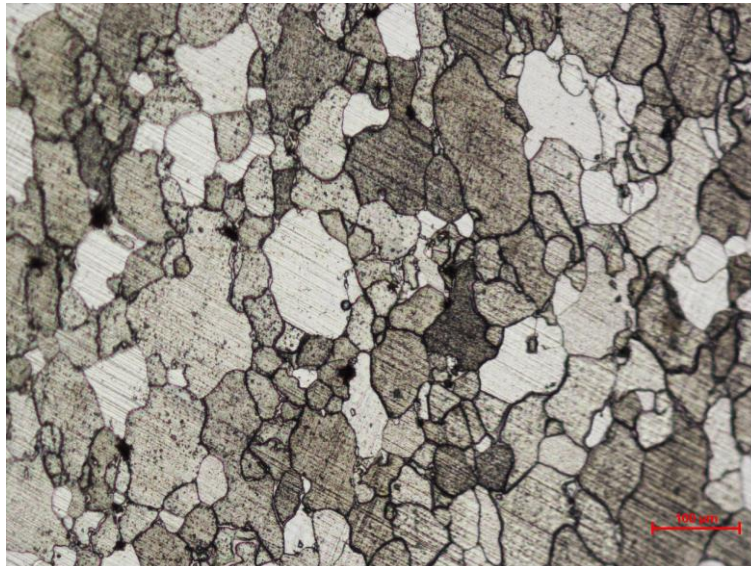


Fig.21 : La microstructure de l'acier DC04

3. Caractérisation du matériau

Les essais de traction (monotone et charge-décharge) visent à repérer les caractéristiques élastique et plastique de l'acier DC04 et les paramètres associés au modèle d'endommagement de Lemaitre.

3.1. Préparation des éprouvettes de traction

Les éprouvettes de traction ont été normalisées selon la norme NF EN 100002-1 (fig. 22). Elle a pour but d'assurer la répartition homogène de contrainte.

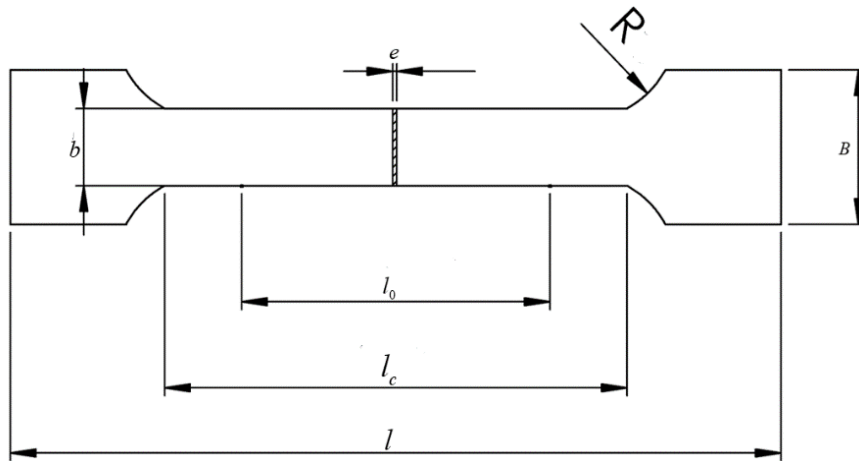


Fig.22 : dimensions de l'éprouvette (norme NF.EN.100002-1)

3.2. Les essais de traction monotone

3.2.1. Principe des essais

Les essais de traction monotone sont pour identifier les caractéristiques élastique et plastique du matériau utilisé. À l'aide d'une machine de traction de type ZWICROEL (Z50) à une charge maximale de 50 KN pilotée par un ordinateur. Trois éprouvettes sont testées à la direction de laminage avec une vitesse quasi-statique de $2.5\text{mm}/\text{min}$. Les figures 23, 24 et 25 présentent respectivement les éprouvettes utilisées, la machine de traction et la rupture d'une éprouvette.



Fig.24 : La machine ZWICROEL (Z50)



Fig.23 : Éprouvette de traction.



Fig.25 : rupture de l'éprouvette

3.2.2. Résultats des essais

Les courbes fournies par la machine de traction assistée par ordinateur nous permettent de suivre les différentes transitions de l'éprouvette d'un domaine à l'autre au fur et à mesure de l'essai. Chaque essai se termine par un fichier des points allant jusqu'à 47 000 mesures qui est enregistré, ce qui permet d'exploiter les résultats après le traitement de fichier sur Excel.

Les résultats peuvent être exprimés de trois manières : à partir des courbes force/déplacement, des courbes conventionnelles de contrainte/déformation ou des courbes rationnelles de contrainte/déformation. En atelier, les techniciens et ingénieurs utilisent tout simplement les deux premières méthodes. Dans notre étude, on a utilisé les trois méthodes. La figure 26 montre les courbes force/déplacement.

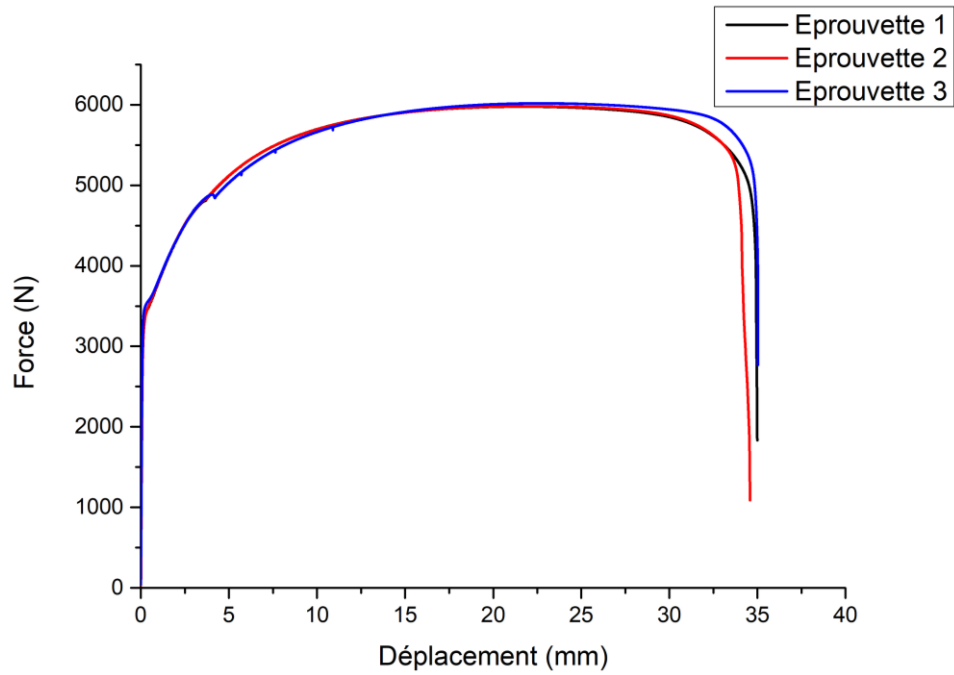


Fig.26 : Courbes de force/déplacement de l'essai de traction monotone.

D'après la figure 26, on peut déduire les courbes conventionnelles de contrainte/déformation à l'aide d'Excel en calculant les contraintes et déformations conventionnelles comme suit :

$$\varepsilon_c = \frac{L - l_0}{l_0} \quad (1)$$

En ce qui concerne : ε_c et L sont, la déformation conventionnelle et la longueur après déformation.

$$\sigma_c = \frac{F}{S_0} \quad (2)$$

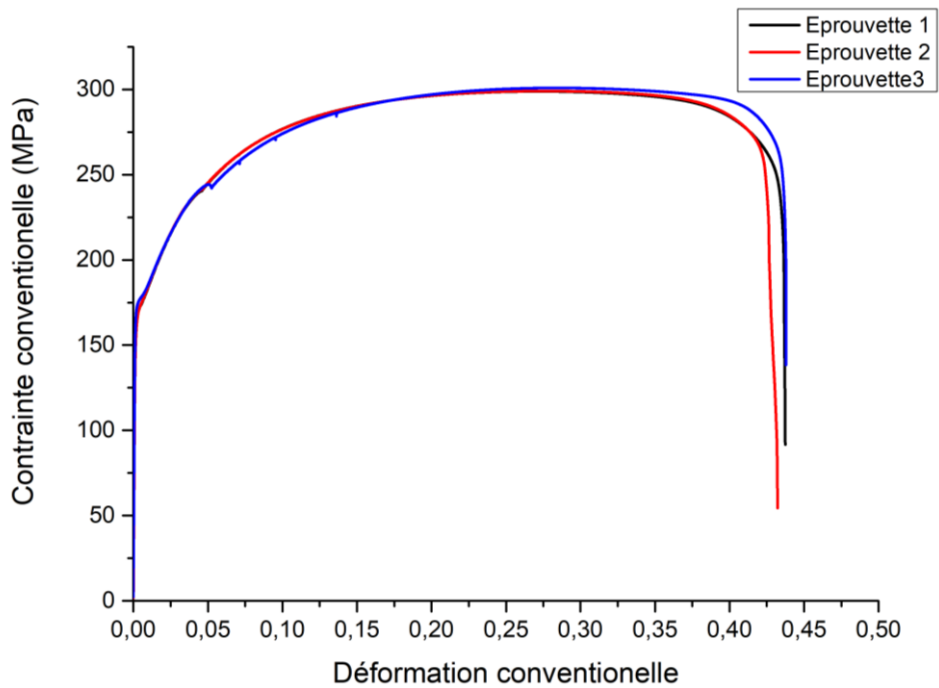


Fig.27 : représentation des courbes conventionnelles contrainte/déformation de l'essai de traction monotone.

Les courbes permettent d'extraire les propriétés du matériau (tableau 6)

Tableau.6. Les propriétés mécaniques du matériau (DC04)

	Eprouvette 1	Eprouvette 2	Eprouvette 3
$E(GPa)$	181	183	185
$R_e(MPa)$	166	168	172
$R_m(MPa)$	295	298	304
$A(\%)$	43	43	44

Les courbes réelles peuvent être obtenues directement de la machine si celle-ci est équipée d'un extensomètre. Si la machine de traction n'en est pas équipée avec extensomètres, les formules suivantes permettent de calculer la contrainte et la déformation réelles :

$$\sigma_v = \sigma_c(1 + \varepsilon_c) \quad (3) \quad \text{et} \quad \varepsilon_v = \ln(1 + \varepsilon_c) \quad (4)$$

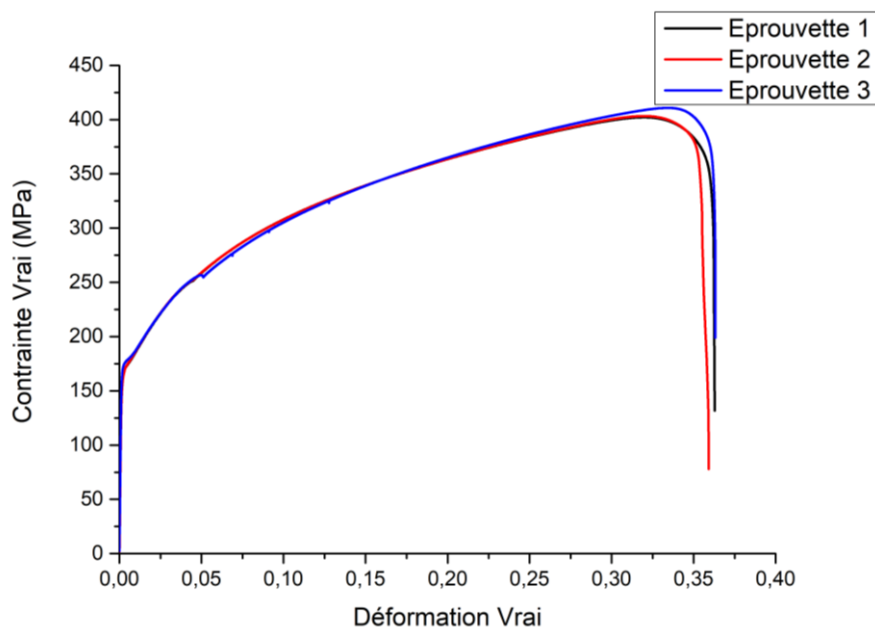


Fig.28 : Représentation des courbes rationnelles de contrainte/déformation

En utilisant le microscope optique mentionné ci-dessus, les mesures de l'épaisseur ont été effectuées à divers points le long de la partie utile de l'éprouvette de traction après rupture (figures 29 et 30).

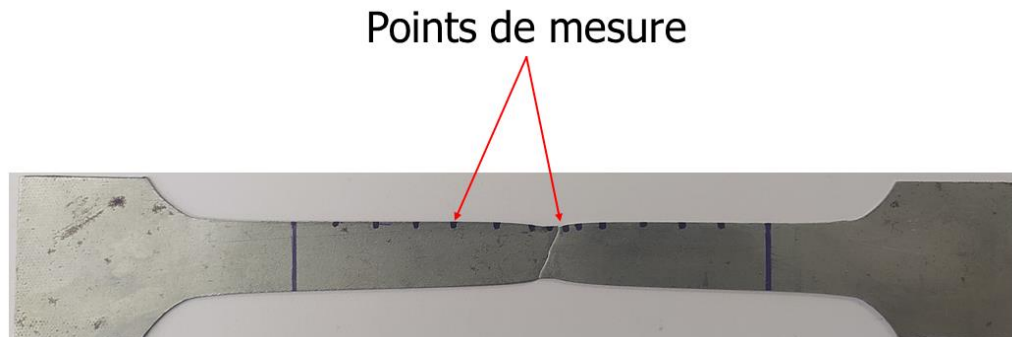


Fig.29 : points mesure de l'épaisseur



Fig.30 : mesure de l'épaisseur à l'aide du microscope optique.

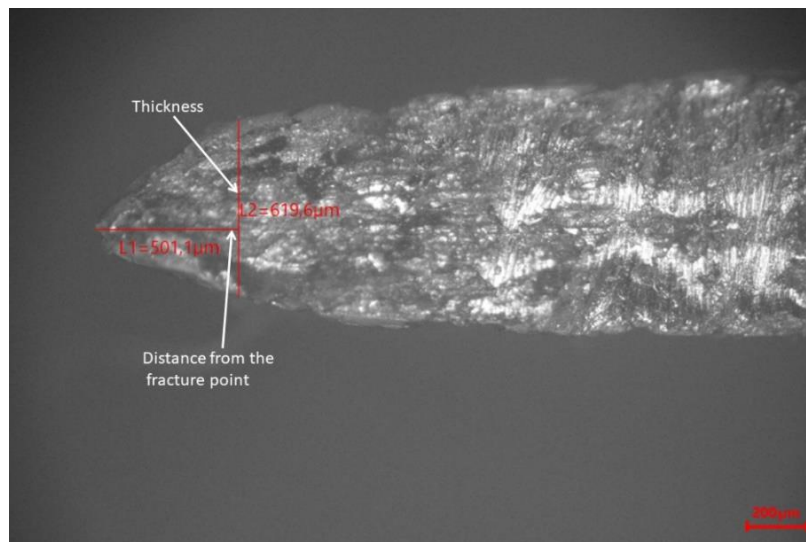


Fig.31 : Résultats des mesures de l'épaisseur réalisées à l'aide d'un microscope optique.

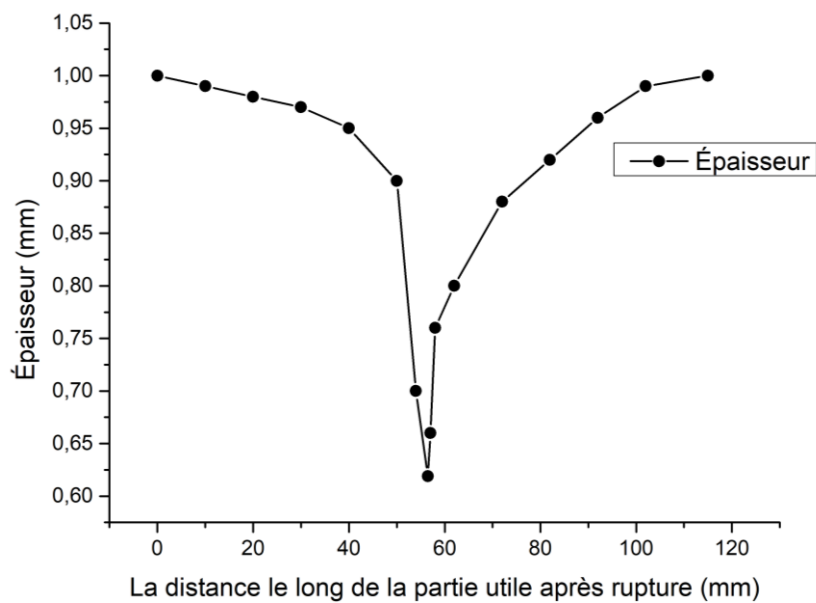


Fig.32 : Évolution de l'épaisseur au cours de l'essai de traction monotone

3.2.3. Identification de la loi d'écouissage

Dans cette étude, nous avons identifié la loi d'écouissage de Swift. La formule logarithmique est représentée par :

$$\ln \sigma = \ln K + n \ln(\varepsilon_0 + \varepsilon) \quad (5)$$

L'identification des paramètres de la loi pour les trois éprouvettes utilisées est illustrée dans les figures 33, 34 et 35.

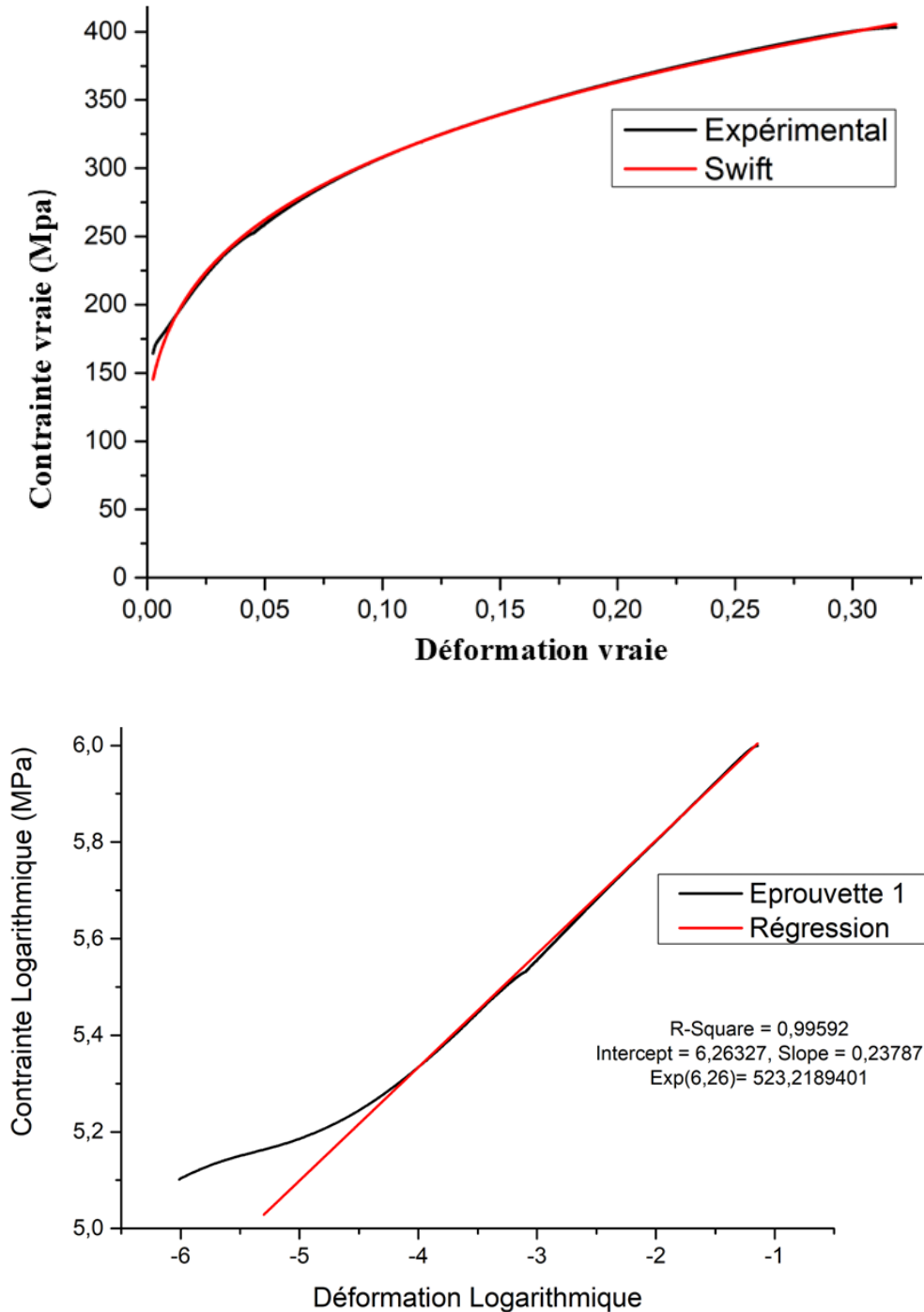


Fig.33 : Identification des paramètres de la loi de Swift - Eprouvette 1

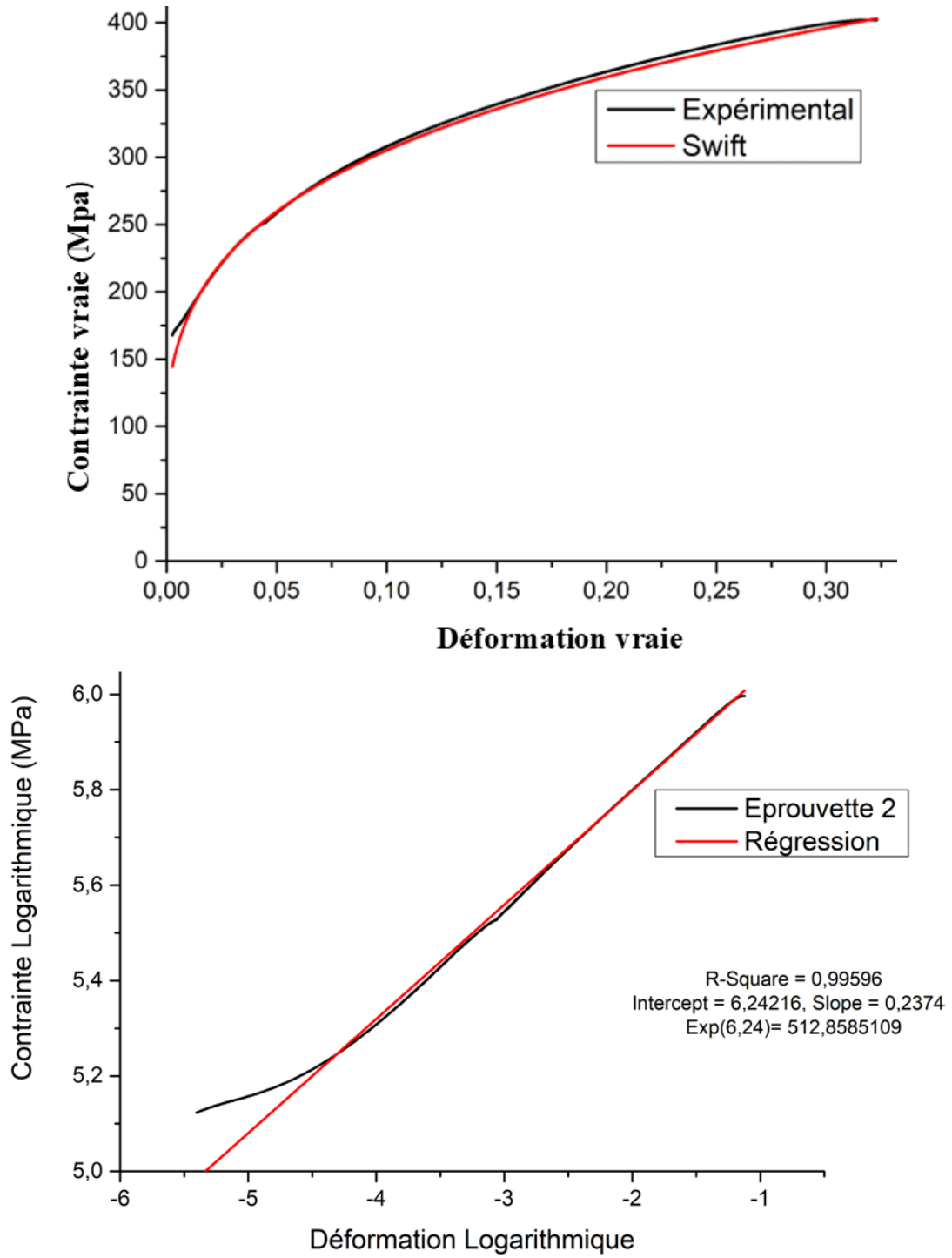


Fig.34 : Identification des paramètres de la loi de Swift - Eprouvette 2

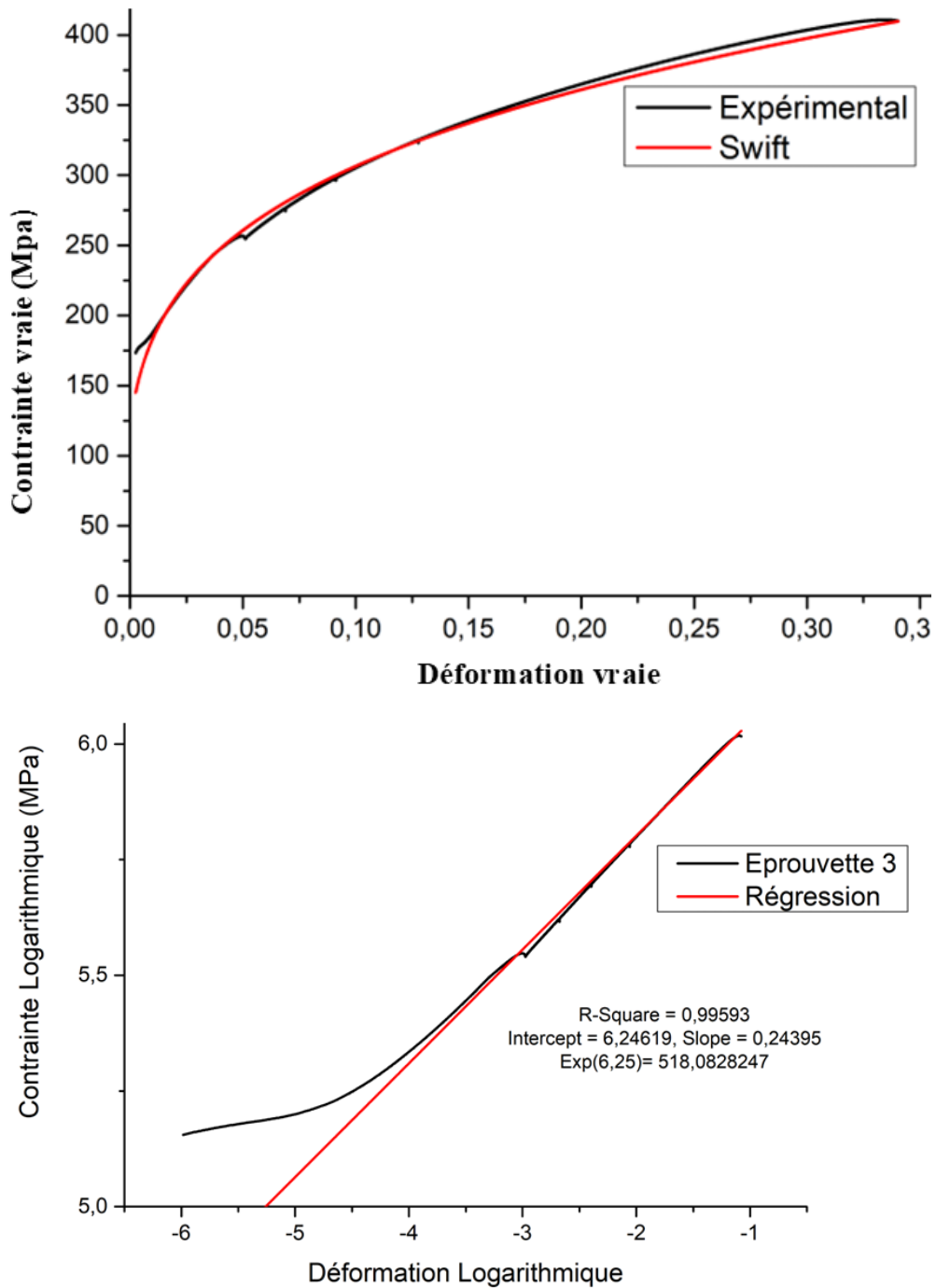


Fig.35 : Identification des paramètres de la loi de Swift - Epreuve 3

Les paramètres de la loi d'érouissage sont résumés dans le tableau 7.

Tableau 7. Les paramètres de la loi d'érouissage identifiés

	Epreuve 1	Epreuve 2	Epreuve 3
K	518	512	512
n	0.24	0.24	0.24
ϵ_0	0.002	0.002	0.002

3.3. Les essais de traction charge-décharge

3.3.1. Principe des essais

L'objectif de ces essais est d'identifier les paramètres liés au modèle d'endommagement de Lemaitre. Les essais sont faits sur trois éprouvettes à la direction de laminage à une vitesse quasi-statique de $2.5\text{mm}/\text{min}$. Pour chaque éprouvette, on applique un chargement jusqu'à ce qu'un déplacement de 1mm soit atteint, suivi d'une décharge de la force appliquée jusqu'à ce qu'elle atteigne une valeur de 50N , on calcule la pente de la courbe de déchargement pour dériver la valeur du module de Young, comme illustré dans la figure 36. Par le même principe, le processus est répété jusqu'à la rupture. Plusieurs valeurs de module de Young sont obtenues, ce qui permet de suivre l'évolution de la variable d'endommagement en utilisant la relation suivante :

$$D = 1 - \frac{\tilde{E}}{E} \quad (6)$$

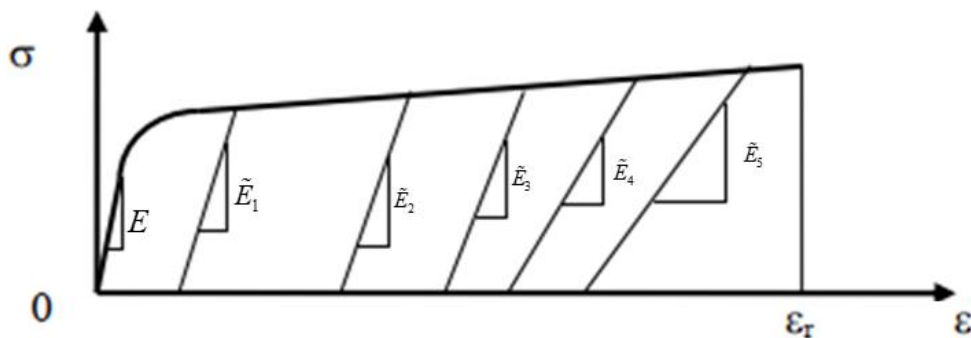


Fig.36 : Principe de l'essai charge-décharge

3.3.2. Identification des paramètres liés au modèle de Lemaitre

Les figures 37, 38 et 39 montrent les courbes de contrainte-déformation conventionnelles, qui ont été obtenues à partir des essais de charge-charge. Il est possible d'observer une baisse de l'allongement à la rupture par rapport aux essais de traction monotones. Ceci est dû aux contraintes résiduelles qui se produisent lors de charges-décharges successives.

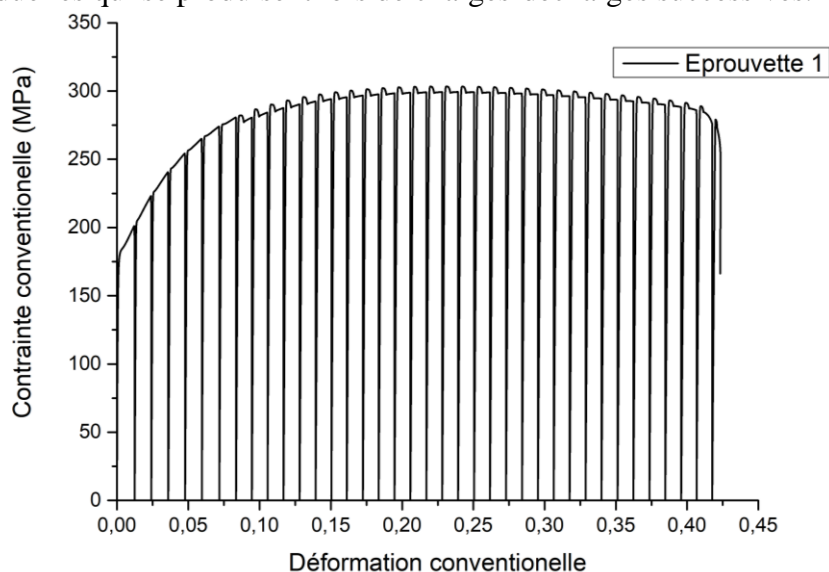


Fig.37 : Représentation de courbe contrainte/déformation d'un essai de traction charge-décharge, Eprouvette 1

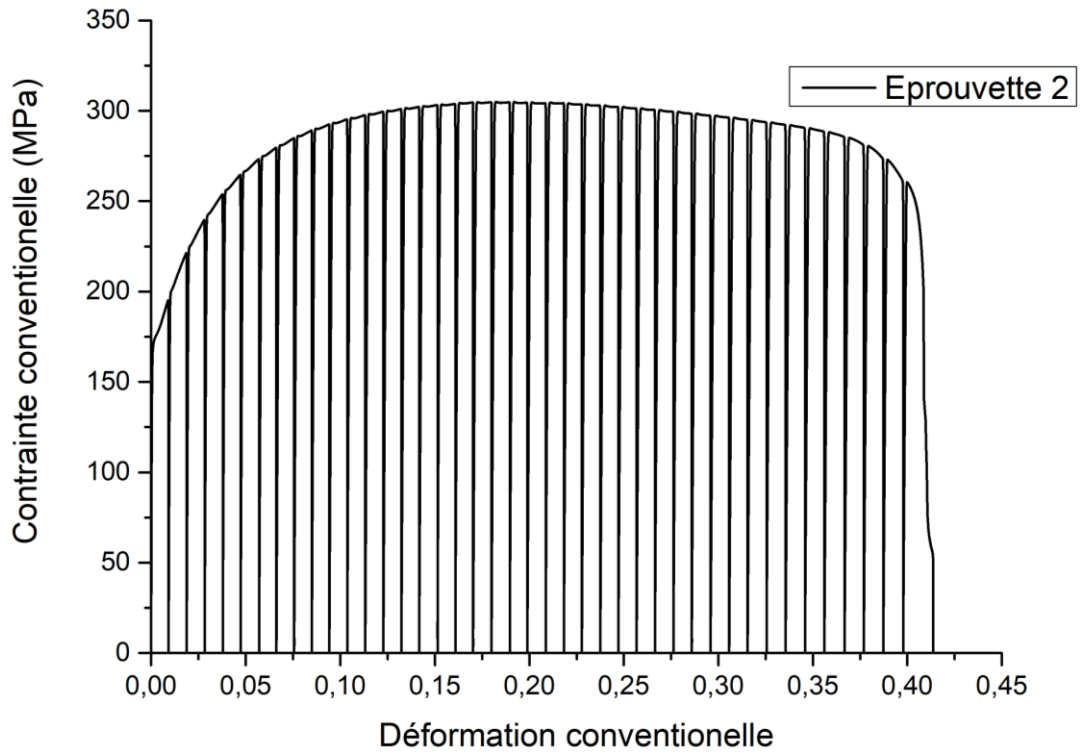


Fig.38 : Représentation de courbe contrainte/déformation d'un essai de charge-décharge, Eprouvette 2

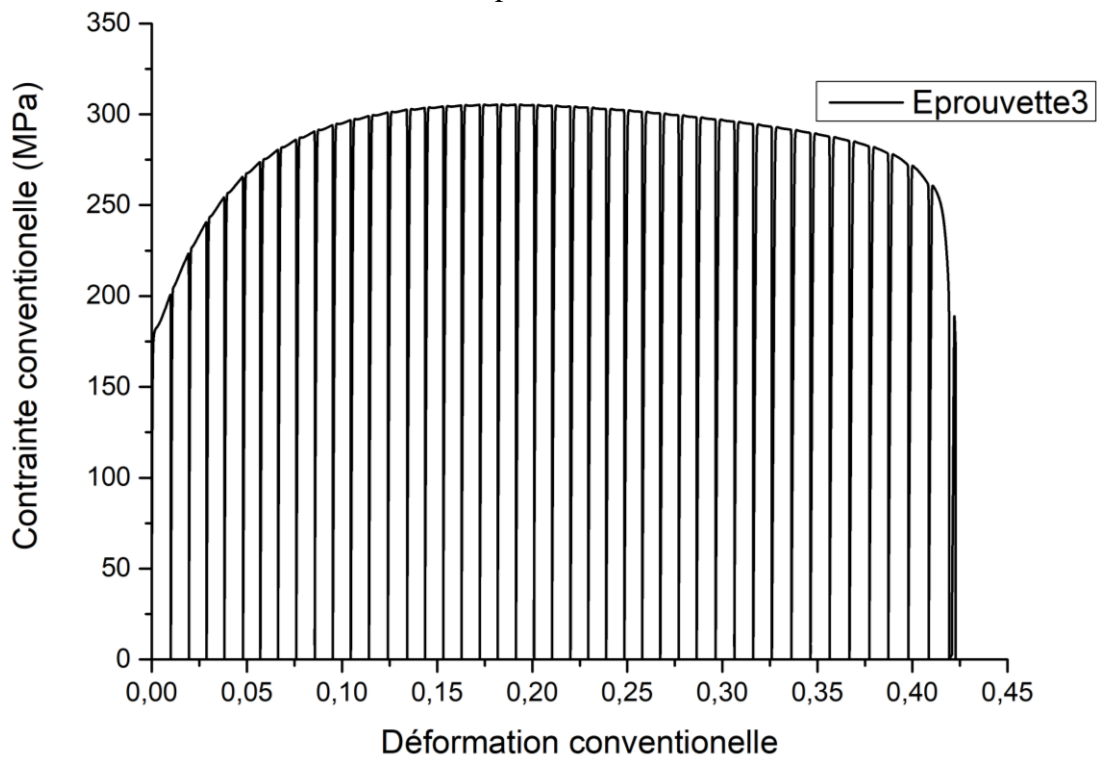


Fig.39 : courbe contrainte/déformation d'un essai de traction charge-décharge, Eprouvette 3

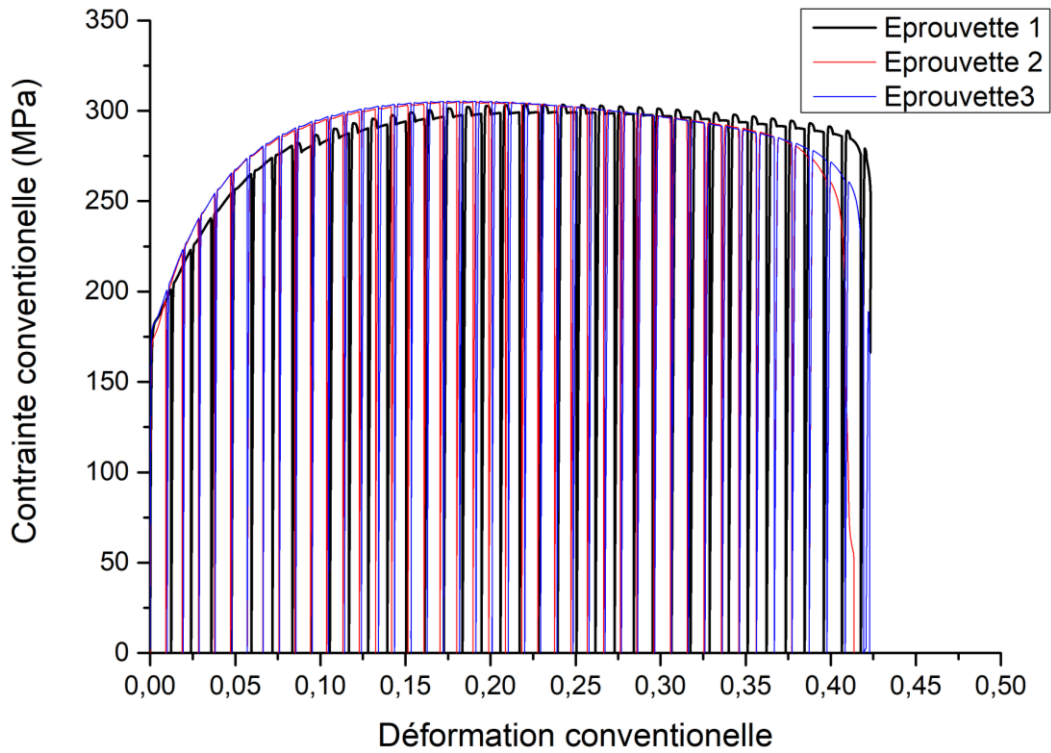


Fig. 40 : Comparaison entre les courbes contrainte/des trois éprouvettes utilisées

Tableau 8. Évolution du module de Young des essais de traction charge-décharge

Eprouvette 1	Eprouvette 2	Eprouvette 3
Module de Young (GPa)		
183,60282	180,68975	182,43867
183,5045	180,68975	180,18678
181,66893	180,23633	178,36248
174,64178	178,02339	177,45647
171,35094	172,27692	176,54751
169,45325	171,27364	174,72587
165,52321	169,19466	172,9223
158,16254	165,56848	170,8853
156,80872	163,83751	163,8237
152,44523	160,02902	158,4601
150,58919	155,89176	165,0139
147,92234	148,41591	167,0906
143,64547	145,86947	157,6338
142,39205	143,20746	154,2923
141,20487	137,46994	153,9119
138,29934	134,00289	152,6252
138,67512	132,19145	148,1116
136,44031	129,93537	142,2785
136,56561	127,84437	135,5099
135,80398	125,94326	133,3751
134,78362	127,07888	136,2579
130,00857	120,58032	131,3567

129,25355	118,4871	129,2127
128,99773	119,99978	127,107
126,43595	117,83951	124,7701
124,54328	113,93851	119,6104
125,98826	114,36738	117,9651
120,78363	111,70419	120,1327
118,76892	109,37197	118,118
119,97804	110,31853	116,3617
120,18606	108,00157	114,8001
117,22599	109,90902	111,0509
116,62392	107,06925	109,6022
114,78674	106,4841	102,7554
111,16537	106,553	100,282
108,60056	104,37515	98,60578
108,19996	100,85783	101,7635
		98,8897

À travers la figure 40, on peut obtenir les valeurs de module de Young qui sont présentées dans le tableau 8. Afin d'analyser les résultats, la courbe de l'évolution du module de Young en fonction de la déformation plastique a été tracée (fig. 41). Selon la courbe et les données du tableau, il est possible de constater que les valeurs du module de Young diminuent lorsque la déformation plastique augmente, ce qui est dû à l'évolution de l'endommagement.

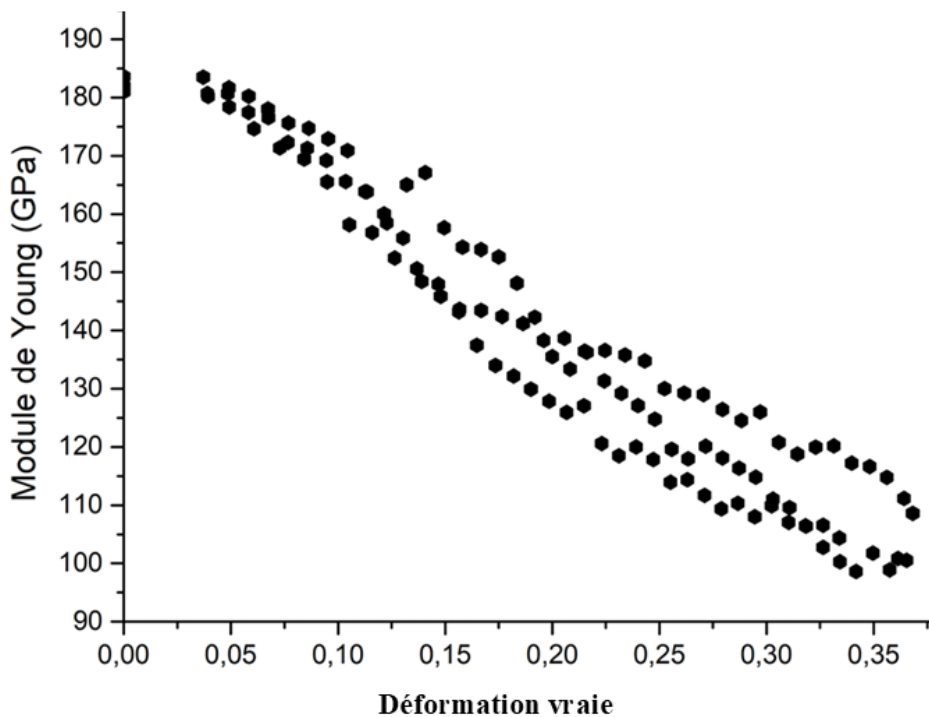


Fig. 41 : Évolution du module de Young lors d'essai de traction charge-décharge. L'équation (6) permet de suivre l'évolution de la variable d'endommagement au cours de la traction. Le tableau 9 présente les résultats obtenus.

Tableau 9. Évolution de la variable d'endommagement au cours des essais charge-décharge

Eprouvette 1	Eprouvette 2	Eprouvette 3
Variable d'endommagement (D)		
0	0	0
5.36E-4	0.00626	0.012343
0.01053	0.00251	0.022343
0.04881	0.01476	0.027309
0.06673	0.04656	0.032291
0.07707	0.05211	0.037286
0.09847	0.06362	0.042276
0.13856	0.08369	0.052162
0.14594	0.09327	0.063327
0.1697	0.11434	0.102034
0.17981	0.13724	0.131434
0.19434	0.17862	0.09511
0.21763	0.19271	0.0841270
0.21863	0.20744	0.1542790
0.22446	0.23919	0.163416
0.23092	0.25838	0.188157
0.24675	0.26841	0.22013
0.2447	0.28089	0.25723
0.25687	0.29246	0.268932
0.25619	0.30299	0.25313
0.26034	0.2967	0.279995
0.2659	0.33267	0.291747
0.2913	0.34425	0.303289
0.29601	0.33588	0.316098
0.29741	0.34784	0.34438
0.31136	0.36943	0.353399
0.32167	0.38179	0.341517
0.3138	0.3947	0.352561
0.34215	0.38946	0.362187
0.35312	0.40228	0.370747
0.34653	0.39172	0.391297
0.36152	0.40744	0.399238
0.3648	0.41068	0.416686
0.37481	0.4103	0.436767
0.39453	0.42235	0.459513
0.4085	0.44182	0.442204
0.41069	0.44648	0.457956
		0.48938

Pour identifier les caractéristiques du matériau associées au modèle de Lemaitre, la figure 42 a été tracée.

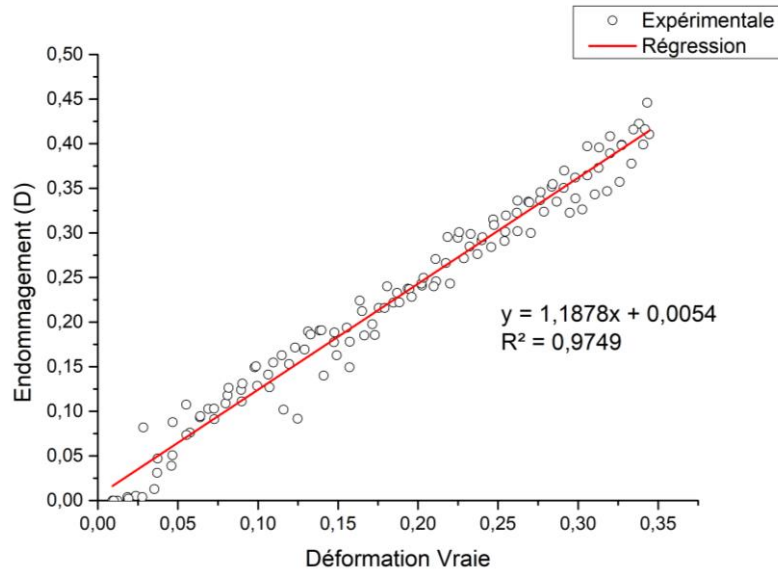


Fig. 42 : Évolution de la variable d'endommagement lors d'essai de traction charge-décharge. On a la formule mathématique pour le modèle de Lemaitre donnée comme suit :

$$D = \frac{\sigma_{eq}^2}{2Es_0(1-D)^2} \left[\frac{2}{3}(1+\nu) + 3(1-2\nu) \left(\frac{\sigma_H}{\sigma_{eq}} \right) \right] \bar{\varepsilon}^p \quad (7)$$

En supposant que, lors des essais de traction, le matériau a subi un état de chargement parfaitement uniaxial, alors la formule 7 peut être écrite comme :

$$dD = \frac{\sigma_{eq}^2}{2Es_0(1-D)^2} d\bar{\varepsilon}^p \quad (8)$$

D'après la courbe de régression présentée dans la figure 42 et en se basant sur l'équation 8, la résistance à l'endommagement peut être obtenue comme suit :

$$s_0 = \frac{\sigma_{eq}^2}{2E(1-D)^2} \frac{dD}{d\bar{\varepsilon}^p} \quad (9)$$

Les caractéristiques du matériau liées au modèle de Lemaitre pour les 3 éprouvettes sont indiquées dans le tableau 10.

Tableau 10. Les paramètres du matériau liés au modèle de Lemaitre

	Eprouvette 1	Eprouvette 2	Eprouvette 3
ε_D	0.035	0.043	0.037
ε_R	0.344	0.348	0.353
D_c	0.410	0.422	0.441
s_0 (MPa)	2.03	2.07	2.15

Les paramètres obtenus à partir des deux types d'essais de traction (monotone et charge-décharge) seront employés afin d'analyser l'endommagement ductile lors du processus d'emboutissage. Afin d'obtenir une étude précise, on a calculé les moyennes des résultats expérimentaux obtenus, qui sont représentés dans le graphique 11.

Tableau 11. Les caractéristiques élastoplastique et les paramètres d'endommagement de l'acier DC04.

					Loi d'écroutissement de Swift			Les paramètres d'endommagement			
E	ν	R_e	R_m	A	ε_0	K	n	ε_D	ε_R	D_c	s_0
GPa	–	MPa	MPa	%	–	MPa	–	–	–	–	MPa
183	0.33	168	299	43.583	0.002	518	0.24	0.038	0.36	0.424	2.08

4. Procédé d'emboutissage

Au niveau du complexe des véhicules industriels de Rouïba, les tôles de l'acier DC04 sont utilisées dans diverses méthodes de mise en forme telles que l'estampage, le pliage et notamment dans le processus d'emboutissage. Ces tôles ont une épaisseur pouvant atteindre, ce qui restreint davantage leur ductilité et accroît le risque d'instabilité plastique. Plusieurs cas d'échec ont été observés lors de la fabrication de la pièce de récupération d'huile. (Fig. 43) qui sont : le plissement, l'amincissement, la déchirure du matériau, la striction et la rupture.



Fig.43 : Bac de récupération d'huile

Le bac de récupération d'huile est un récipient permettant de récupérer l'huile usagée par le moteur. cette pièce est fabriquée pour les camions Sonacome en utilisant une tôle carrée de dimensions 400X400mm avec une épaisseur de 1.2mm (La figure 44).

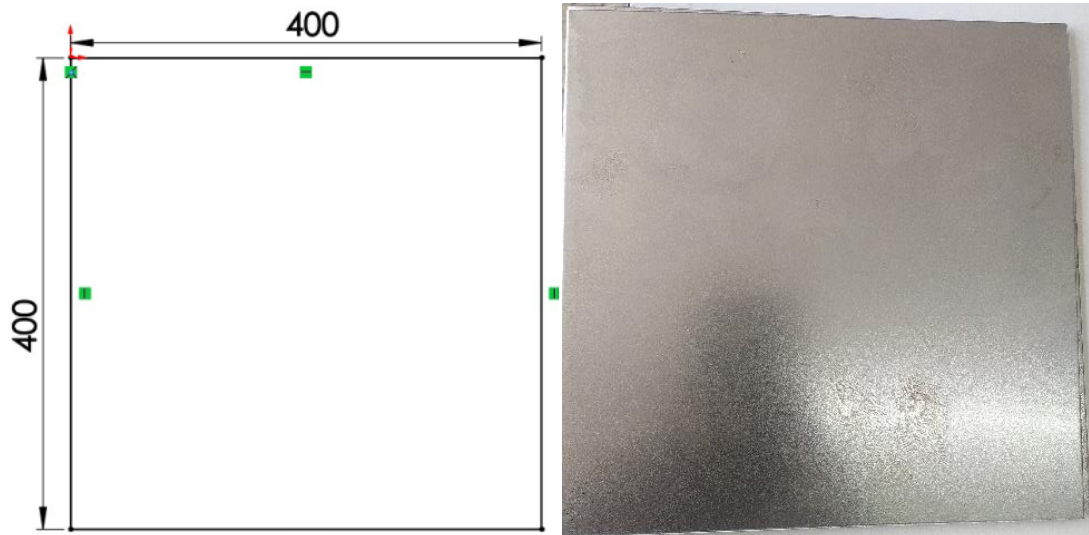


Fig.44 : Dimensions du flan utilisé

4.1.1. Principe de la fabrication

Le processus de production est composé de quatre phases successives. Tout d'abord, les outils d'emboutissage (fig. 46) ont été montés sur une presse hydraulique de la marque PDG avec une charge maximale peu atteinte 950tonne (Fig. 45) . Ensuite, le flan découpé préalablement a été positionné contre le poinçon par le poinçon pour contrôler le glissement du flan au fond de la matrice. Enfin, la matrice descend avec une vitesse constante 200mm / min , ce qui conduit à la déformation du flan et à l'obtention de la pièce à l'état brut (fig. 47). D'autres opérations telles que le découpage et le pliage ont été effectuées sur la pièce brute afin d'obtenir la pièce finale illustrée dans la figure 43.



Fig.45 : La presse hydraulique utilisé



Fig.46 : Les outils d'emboutissage

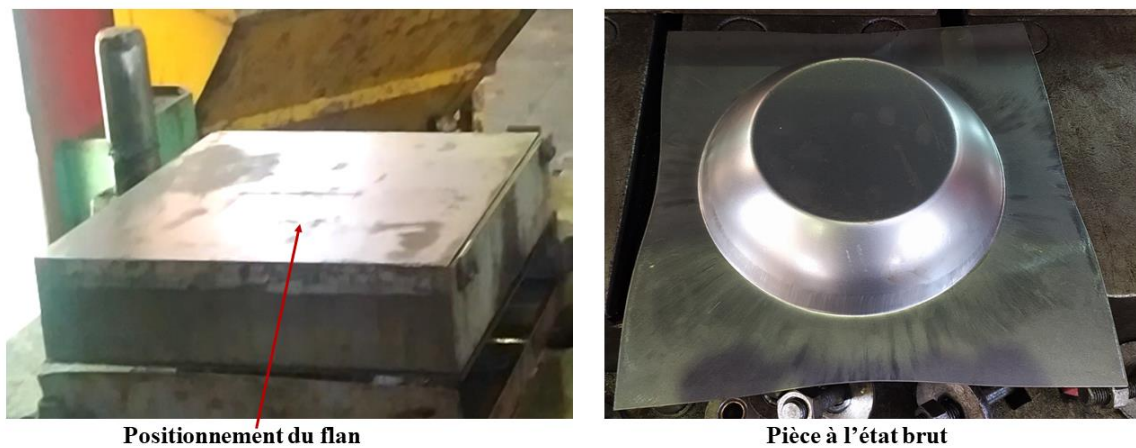


Fig.47 : Représentation des phases du procédé d'emboutissage

4.1.2. Apparition des instabilités plastique

Le suivi sur le terrain des phases de fabrication a été fait pour plusieurs pièces, ce qui nous permet de remarquer qu'il y a eu un mauvais contrôle de force de serrage. Après chaque, il a été remarqué un amincissement ou une rupture au niveau du rayon de la matrice (fig. 48 et 49).

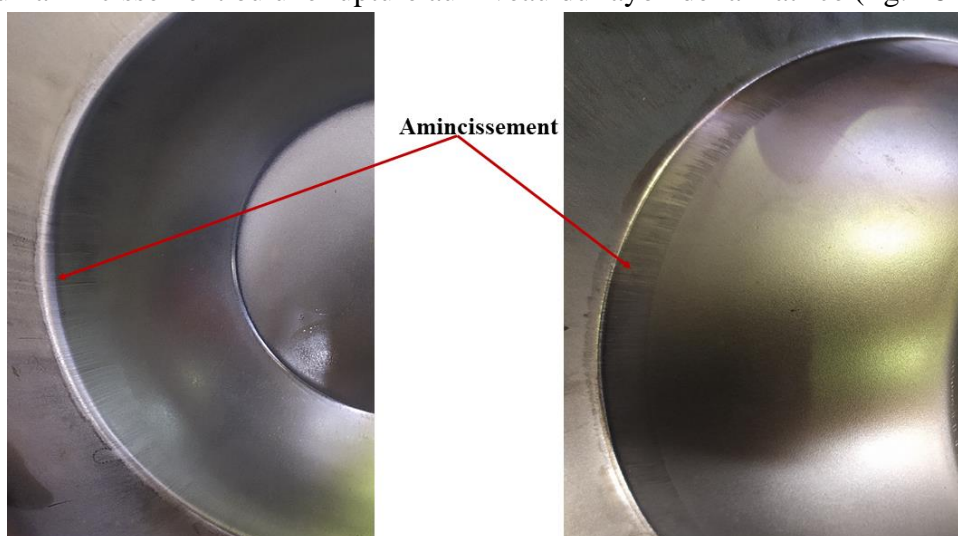


Fig.48 : Représentation d'un amincissement sur l'embouti

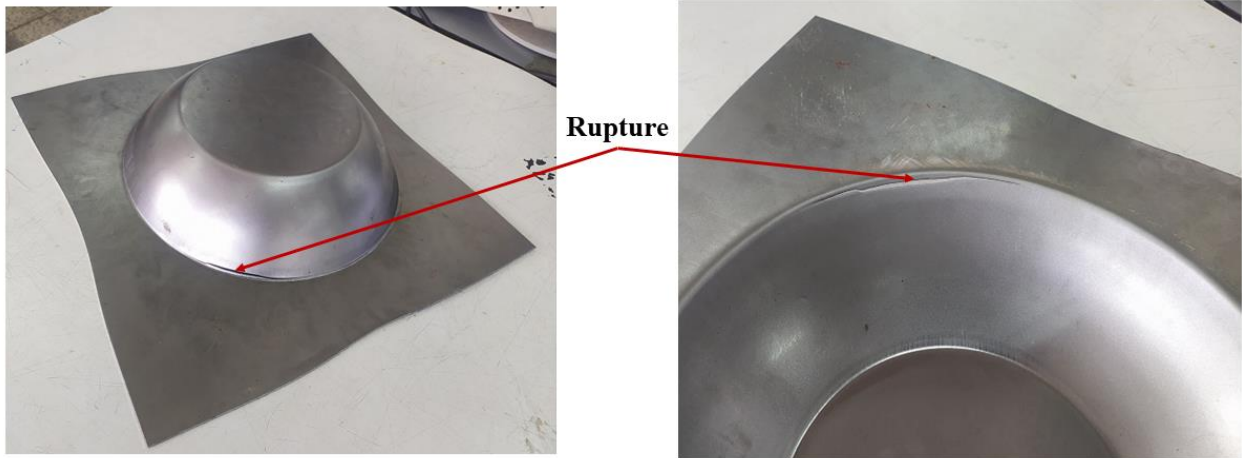


Fig.49 : Présentation d'une rupture sur l'embouti

5. Conclusion

Au niveau du laboratoire, une des études chimique et métallographique a été faite pour analyser la composition chimique du matériau utilisé et l'orientation des grains, qui confirme que le matériau utilisé est l'acier DC04 à l'état recuit.

Deux séries d'essais de traction (monotone et charge-décharge) ont été effectuées sur des éprouvettes normalisées selon la norme NF.EN.100002-1, le premier étant destiné à évaluer les caractéristiques élastiques et plastiques de l'acier. La deuxième étape implique la détermination des paramètres associés au modèle d'endommagement de Lemaitre. Les résultats moyens de chaque type d'essai sont élaborés afin d'être utilisés dans la simulation numérique.

En suivant les opérations d'emboutissage au sein de la société nationale des véhicules industriels, il a été observé que différents cas d'échecs surviennent lors de la production de la pièce de récupération d'huile en raison de méthodes opératoires inappropriées, ce qui entraîne des instabilités telles que l'amincissement, la striction et la rupture.

Chapitre 3

Simulation numérique

1. Introduction

L'étude de la formabilité des tôles minces et la caractérisation du matériau ductile jouent un rôle important pour la réussite du procédé d'emboutissage, d'où des essais expérimentaux au sein de laboratoires qui sont nécessaires pour déterminer les caractéristiques mécaniques du matériau. Cependant, certains essais mécaniques sont très coûteux du point de vue du temps et des matériels. Alors, grâce aux développements des méthodes des éléments finis, la simulation numérique utilisant des logiciels commerciaux comme Abaqus nous permet de visualiser le comportement du matériau lors du processus de formage, pouvant se substituer entièrement ou en partie à l'expérimentation. Les résultats obtenus par cette méthode nous donnent une idée sur le comportement du matériau et facilitent la prise de décision, ce qui permet d'économiser du temps et des coûts.

Abaqus fournit des lois du comportement et des critères de rupture prédéfinis pour l'utilisation directe. Cependant, le modèle d'endommagement de Lemaitre n'a pas encore été intégré. Dans notre étude, d'abord, on a intégré ce modèle en Abaqus à l'aide de la subroutine VUMAT. Des simulations numériques en traction et en emboutissage ont été effectuées, et ses résultats sont comparés aux résultats expérimentaux afin de confirmer la fiabilité du modèle. Ensuite, nous avons effectué une simulation numérique de la pièce de récupération d'huile. Les résultats montrent une similitude avec les observations empiriques, ce qui nous permet de dire que ce modèle est valide pour prédire l'occurrence de l'endommagement et suivre son évolution jusqu'à la rupture. Enfin, des études paramétriques ont été faites pour trouver les conditions requises pour assurer le succès de cette méthode.

2. La simulation numérique

Les simulations numériques en traction et en emboutissage ont été réalisées en utilisant les caractéristiques élastoplastiques et les paramètres d'endommagement identifiés expérimentalement, et leurs résultats sont comparés avec ceux de l'expérimentale. La première a pour but de vérifier la fiabilité du modèle dans les cas de sollicitation uniaxiale, la deuxième est pour vérifier sa fiabilité dans le cas de sollicitations multiaxiales et prédire la courbe limite de formage (CLF).

3. La simulation en traction

3.1. Conduite de la simulation

La simulation en traction a été réalisée en utilisant la technique de suppression d'éléments pour éliminer les mailles qui atteignent la valeur critique d'endommagement. Elle a pour but de prédire l'apparition de l'endommagement, de suivre sa progression et de prédire l'apparition de la striction et la rupture. Cela implique que les dimensions réelles de l'éprouvette ainsi que les conditions expérimentales (l'effort appliqué et la vitesse d'essai) ont été respectées. La simulation a été réalisée avec un maillage fin dans la partie utile de l'éprouvette (figure 50) de type linéaire avec *C3D8R* réduction d'intégration pour améliorer la rapidité du calcul. Sur un bord de l'éprouvette, on a effectué un déplacement longitudinal quand l'autre bord a été encastré. Deux points de repère ont été posés sur le bord de la longueur utile l_0 (figure 50) afin de déterminer le déplacement Δl lors de la simulation. Les valeurs de la force appliquée et du déplacement Δl sont enregistrées à chaque incrément, ce qui nous permet de tracer la courbe force/déplacement [27].

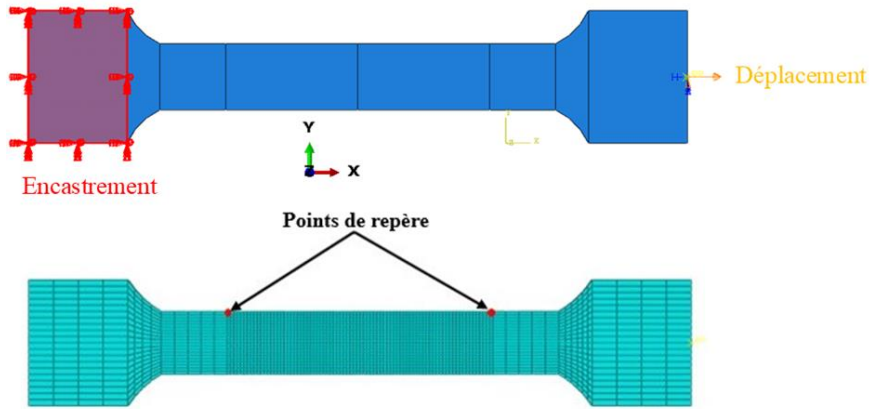


Fig. 50 : Représentation de l'éprouvette du modèle : les conditions limites, le maillage et les points de repère [27]

3.2. Résultats et discussion

À partir de la figure 51, il est possible de remarquer que le modèle élastoplastique couplé avec l'endommagement de Lemaitre peut bien prédire et localiser l'apparition de la striction et suivre son évolution jusqu'à la rupture, et montre une similitude avec l'expérimentale.

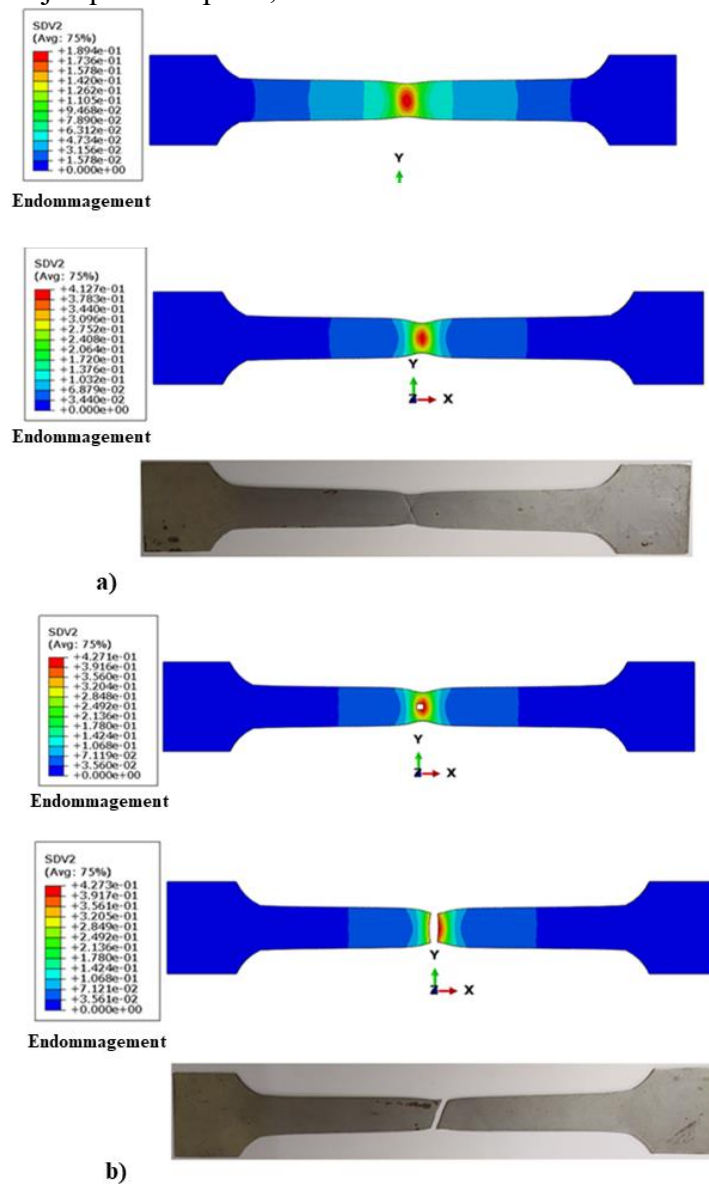


Fig.51 : a) la striction, b) la rupture [27]

La variation de l'épaisseur le long de la partie utile de l'éprouvette obtenue à partir de l'expérimentation et de la simulation est illustrée dans la figure 52. On peut constater qu'il existe une bonne corrélation entre les deux courbes, ce qui prouve l'amplitude de ce modèle de prédire l'occurrence de l'amincissement et sa progression jusqu'à la striction localisée, puis la rupture. Les courbes de force/déplacement obtenues expérimentalement et par simulation sont illustrées dans la figure 53. Il peut remarquer que les courbes sont accord jusqu'à un déplacement de 26mm ce qui correspond au début de la striction, et s'écartent après l'apparition de la striction. En simulation, la force diminue rapidement avec l'évolution de l'endommagement, en raison du fait que la contrainte calculée est une contrainte effective, ce qui induit une valeur inférieure à la valeur mesurée expérimentalement. [27]

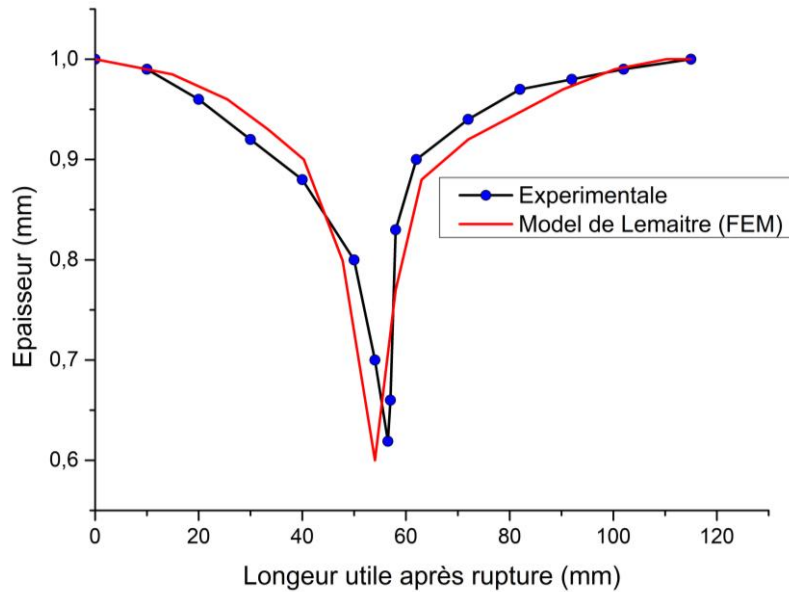


Fig. 52 : Comparaison entre l'évolution de l'épaisseur lors d'essai de traction mesurée expérimentalement et prédite par la simulation [27]

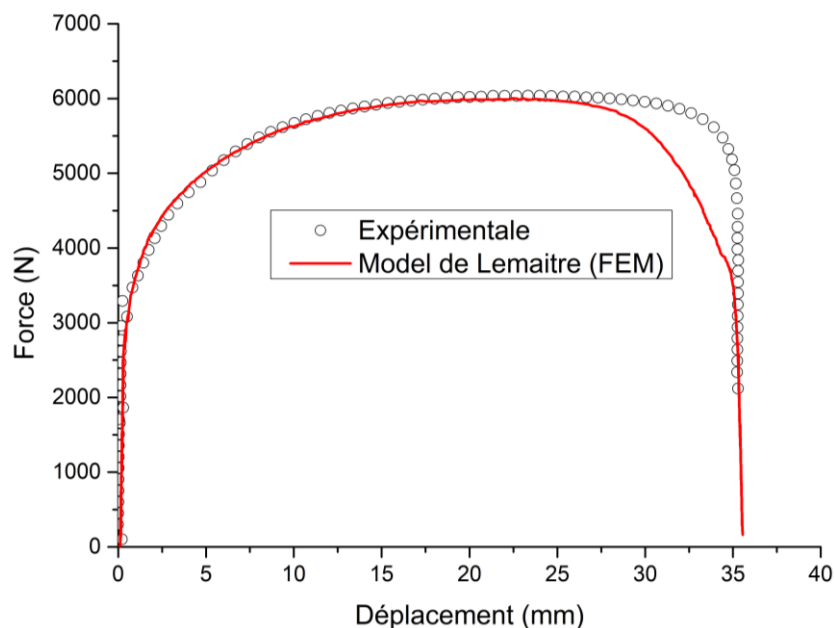


Fig. 53 : Comparaison entre les courbes force/déplacement de l'expérimentale et de simulation [27]

L'évolution de l'endommagement en fonction de la déformation plastique est illustrée dans la figure 54. Cette courbe peut être décomposée en un domaine linéaire et un domaine polynomial. Le premier est avant l'occurrence de la striction localisée, il est en bon accord avec l'hypothèse (condition parfaitement uniaxiale) où : $\zeta = \frac{\sigma_H}{\sigma_{eq}} = \frac{1}{3}$. Le second est après l'occurrence de la striction localisée, où cette hypothèse se révèle erronée, car la triaxialité des contraintes augmente avec l'évolution de la déformation plastique (figure 55).

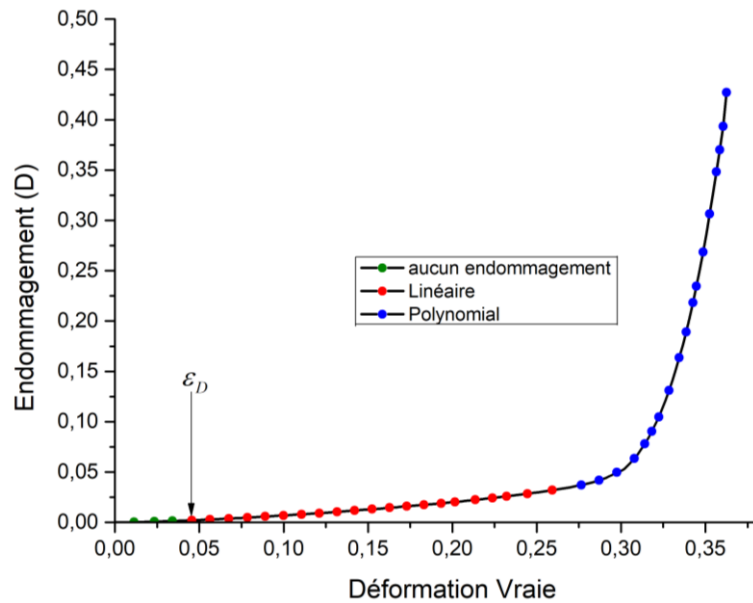


Fig.54 : évolution de l'endommagement pendant la simulation

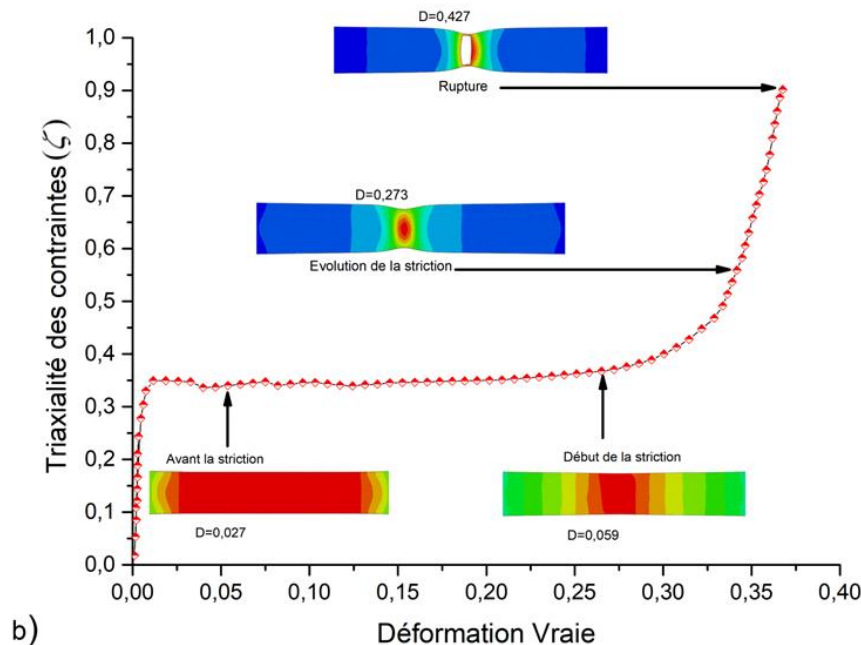


Fig.55 : évolution de la triaxialité des contraintes

Les valeurs du seuil et de l'endommagement ϵ_D et l'endommagement critique D_c obtenues par la simulation numérique sont respectivement : 0.044 et 0.427, comparativement aux résultats expérimentaux (tableau 1). En incluant les figures précédentes (figures 51, 52, 53 et 54), on peut

dire que le modèle élastoplastique couplé avec l'endommagement peut bien prédire l'occurrence de l'endommagement, suivre son évolution jusqu'à la striction et la rupture. Ainsi, ce modèle est valide pour prédire le comportement élastoplastique-endommagement des métaux en tôles minces dans les conditions de chargement uniaxial. [27]

4. La simulation de l'essai d'emboutissage

4.1. Conduite de la simulation

On reproduit en simulation l'essai expérimental de l'emboutissage d'une tôle réalisé par Boussaid [54], en utilisant les mêmes dimensions et paramètres de travail. Les différents éléments sont assemblés en expérimental selon le modèle du dispositif de simulation (fig. 56). Afin de faciliter le calcul (économiser du temps lors de l'analyse du processeur), la géométrie symétrique et le chargement permettent une modélisation du quart du procédé, ce qui réduit les éprouvettes et les efforts appliqués. En utilisant la subroutine VUMAT en Abaqus, la simulation numérique est effectuée.

L'outillage est constitué d'une matrice, d'un serre-flan annulaire et d'un poinçon à fond plat évidé pour réduire les frottements sur la surface supérieure du poinçon. Ces outils sont simulés en éléments rigides, le flan en déformable et modélisé par des éléments de type d'intégration totale C3D8 avec une taille de 1 mm (fig. 57).

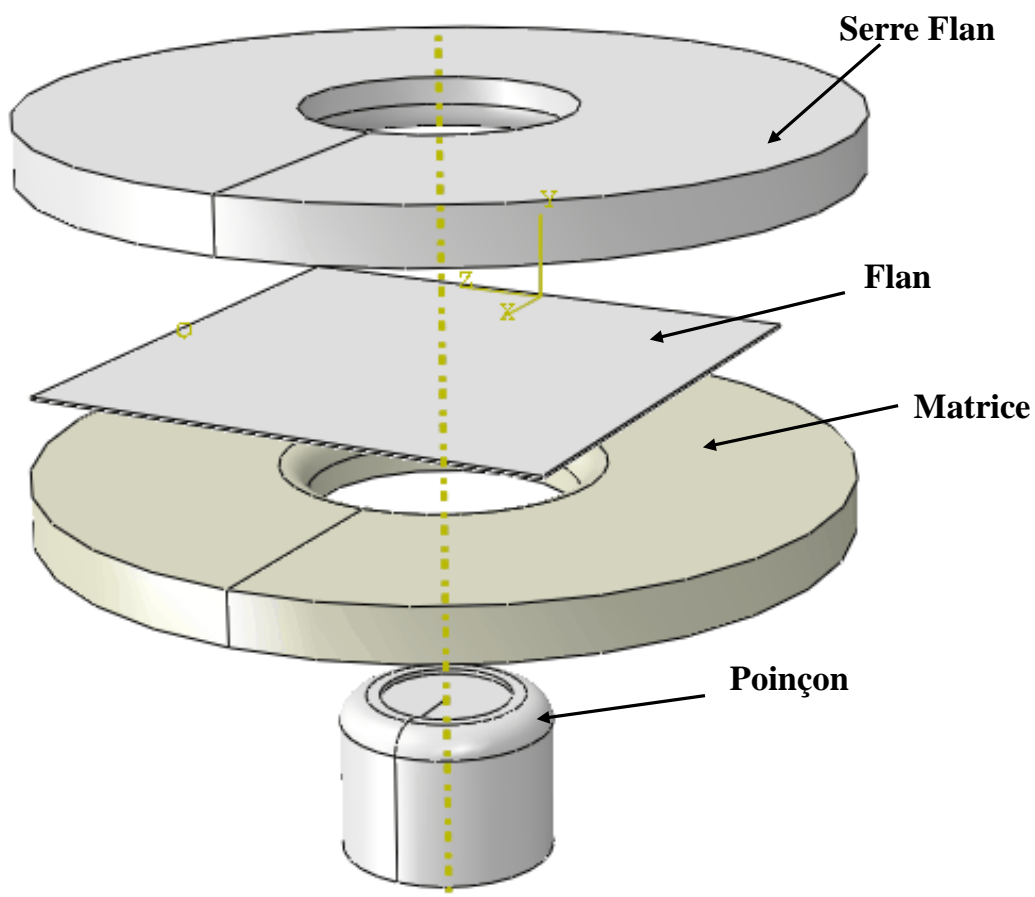


Fig.56 : Assemblage (FEM)

Pour obtenir la courbe limite de formage (CLF) par simulation et la comparer à celle obtenue en expérimental, le principe de l'essai expérimental est repris en simulation, où différentes largeurs d'éprouvettes seront simulées et qui varient de 40 à 200 mm avec une longueur de 200 mm et une épaisseur

de 1 mm. Lors de la simulation, la matrice est encastree. Il est prevu qu'il y ait un seul degre de liberte, qui concerne le mouvement en suivant l'axe vertical du serre flan et du poincon. La tôle representee par un quart, les arêtes traversant le centre etant des axes de symetrie de l'eprouvette entiere, seront bloques en translation suivant l'axe perpendiculaire à chaque arête. La simulation se deroule en deux etapes :

- Au debut, on procede progressivement au serrage du serre-flan, puis on le maintient en place. Le serrage de 180 kN requis sur le flan est reduit à 45 kN sur le quart du procede.
- Au cours de la seconde etape, le poincon se deplace egalement de maniere progressive (smooth step) au debut et à la fin de son mouvement. On prend cette precaution afin d'eviter une acceleration infinie. [29].

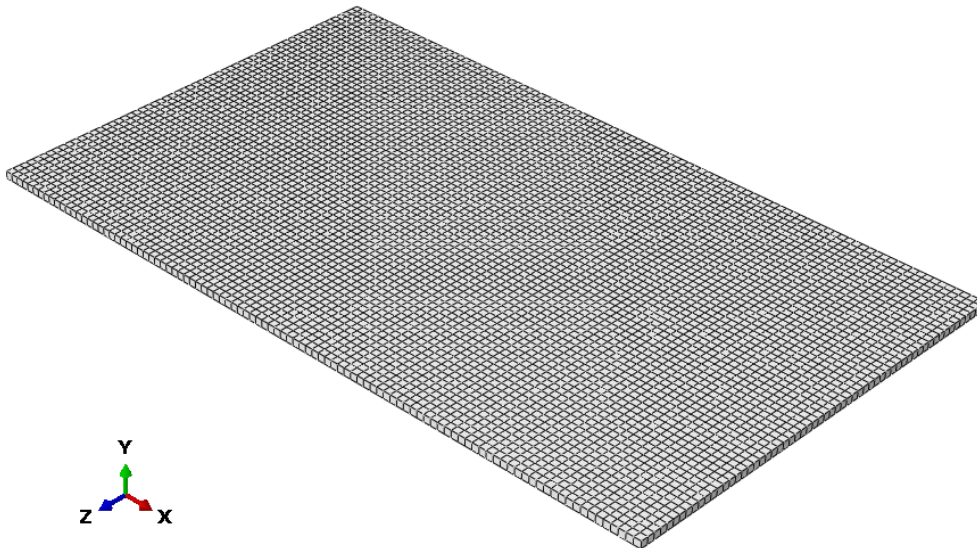


Fig.57 : Maillage de l'eprouvette 200x200. Représentation du quart

La simulation de l'essai d'emboutissage est donnee à travers une longue suite de 200 incréments (frames) selectionnes sur des intervalles egaux, où chaque etat de deformation de l'eprouvette est visualise sur une representation visuelle de l'incrément. Afin de determiner où se trouve la striction puis la rupture, il est important d'analyser le comportement de l'eprouvette pendant l'emboutissage. Se fera sur l'image finale (dernier incrément), et une selection d'une suite d'éléments entourant cette zone de striction est choisie. On selectionne cette suite en suivant la direction de la longueur (fig. 58) ou en diagonale suivant une direction à 45 ° (fig. 59), et ce, selon la largeur de l'eprouvette.

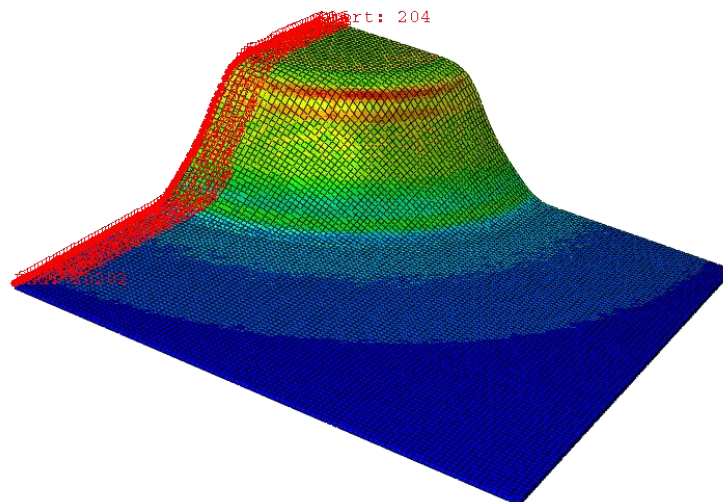


Fig. 58 : Représentation d'une suite d'éléments (ligne rouge) suivant la direction de la longueur

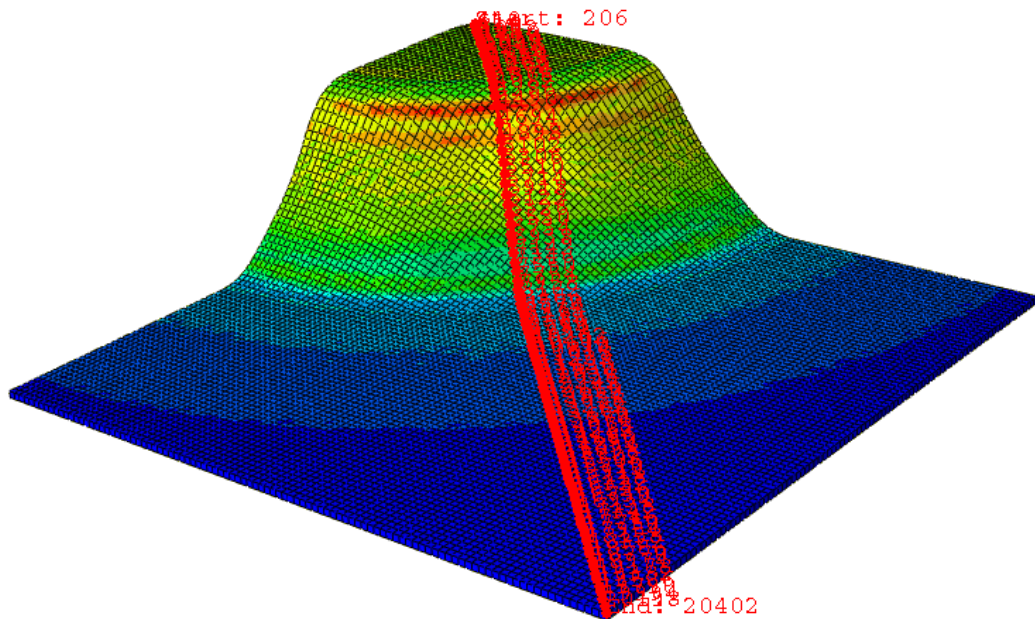
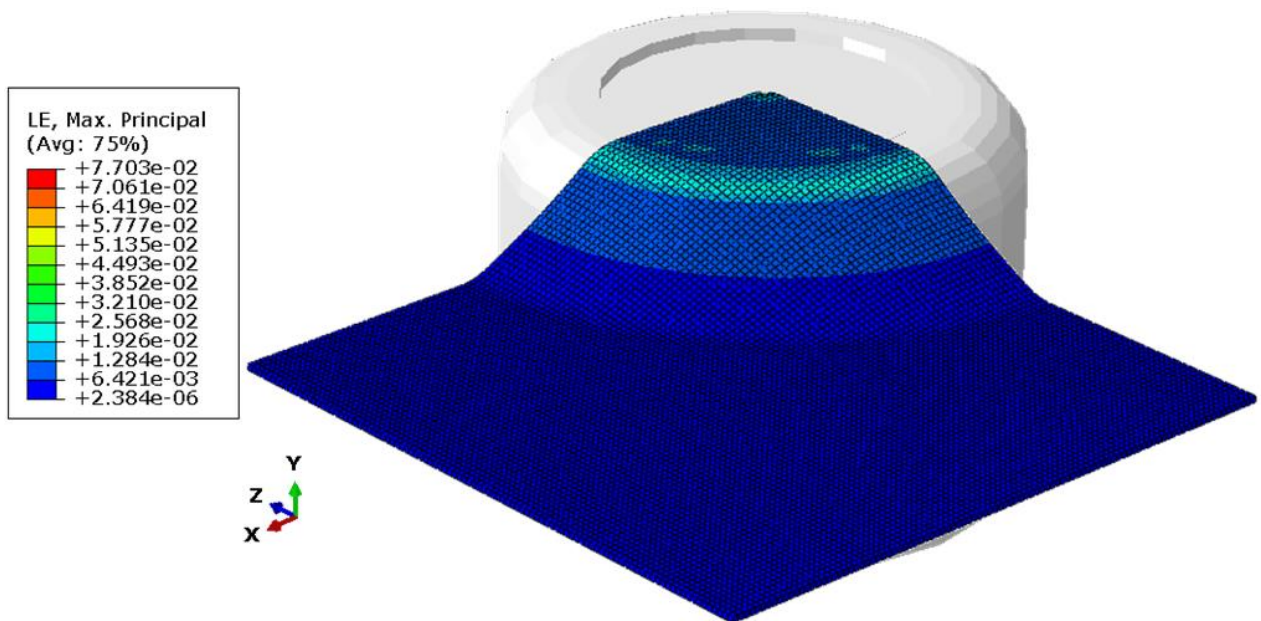


Fig.59 : Représentation d'une suite d'éléments en diagonale suivant une direction à 45

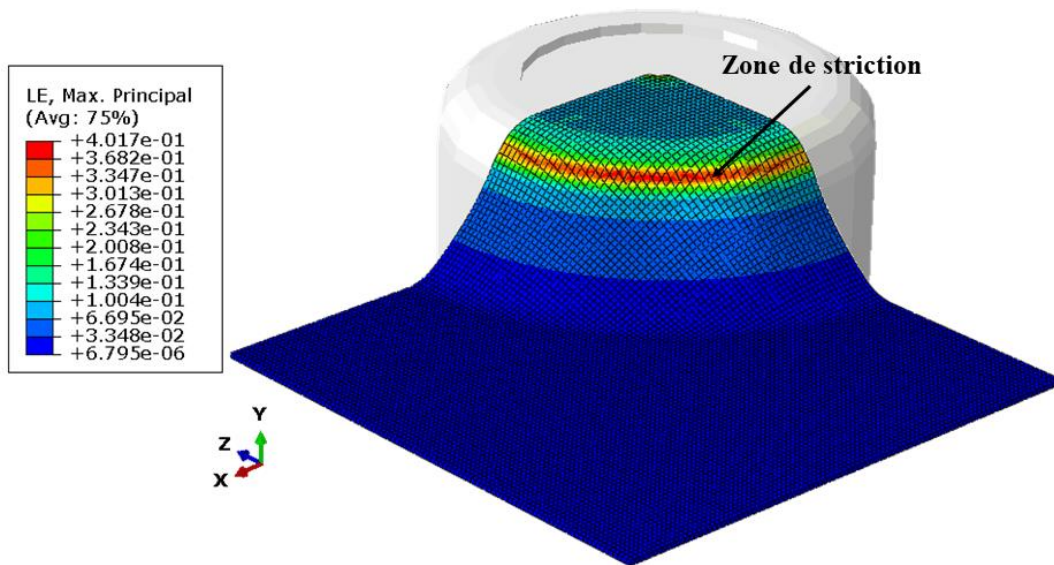
4.2. Résultats et discussion

La série d'images suivante (fig. 60 à 62), relevée parmi les 200 incréments, montre La répartition de la déformation logarithmique (LE) lorsque le poinçon se déplace. Après avoir effectué un déplacement de $5.12mm$, on peut remarquer que le champ de la déformation est réparti sur les nœuds situés dans la zone en contact avec le rayon du poinçon (fig. 60). Cette déformation augmente lorsque le poinçon se déplace dans la même zone. Une fois que le poinçon se déplace de $27.63mm$, on peut remarquer une striction localisée dans cette zone suivie d'une rupture.



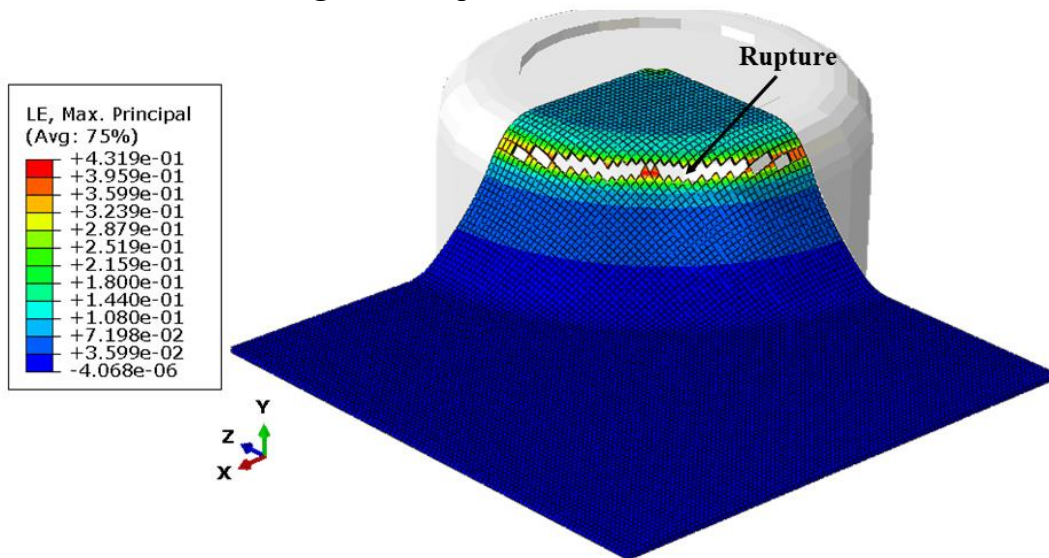
Déplacement du poinçon: 5,12mm

Fig.60 : distribution de la déformation Logarithmique



Déplacement du poinçon: 27,63mm

Fig.61 : L'emplacement de la striction



Déplacement du poinçon: 28,12 mm

Fig.62 L'emplacement de la rupture



Fig.63 : rupture de l'échantillon (essais de Marciniuk) [29]

4.2.1. Détermination de la courbe limite de formage dans le procédé simulé :

Pour déterminer la courbe limite de formage (CLF) par simulation avec la subroutine VUMAT et la comparer à celle obtenue expérimentalement et en simulation sans VUMAT qui a été réalisée par Boussaid [29], le même principe a été utilisé pour déterminer la CLF : l'emboutissage de 9 éprouvettes de largeurs allant de 40 à 200 mm toutes les 20 fois, afin de repérer les différentes formes de déformation qui se produisent lors d'un emboutissage entre la traction équi-biaxiale et la traction uniaxiale. En fin de simulation de chaque éprouvette, on relève les deux déformations maximales sur le plan de la tôle ($\varepsilon_1, \varepsilon_2$) correspondant à l'incrément où se situe la striction. Ce couple reporté sur un diagramme avec ε_2 en abscisse la déformation mineure et la déformation majeure ε_1 en ordonnée, [29]

Dans ce qui suit, sont exposés uniquement les résultats concernant quatre éprouvettes. représentant chacune un domaine.

- ✓ Traction uniaxiale : éprouvette à 80 mm de largeur
- ✓ Traction plane ; l'éprouvette à 120 mm de largeur
- ✓ Pour la traction biaxiale, deux éprouvettes à 160 et à 200 mm de largeur, dont théoriquement la 200 se déformera en équi-biaxial. [29]

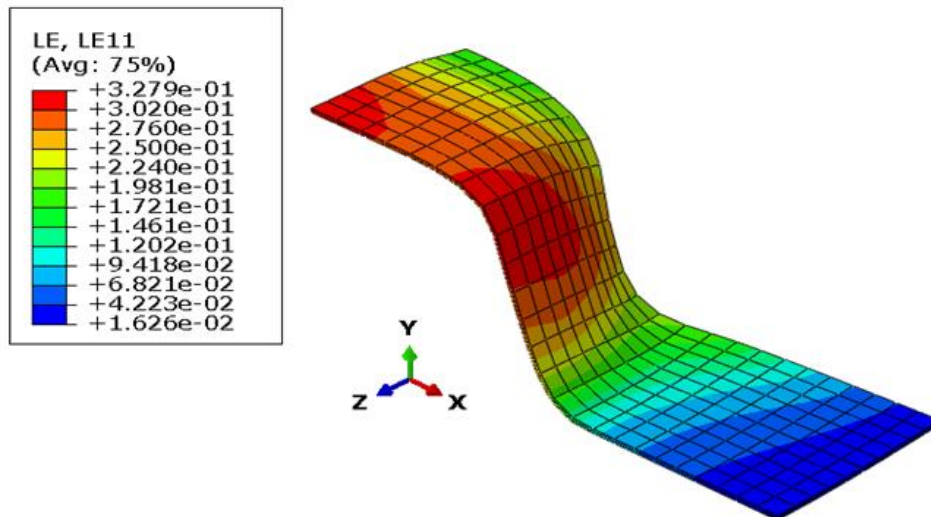


Fig.64 : Emboutissage d'une éprouvette de largeur 80 sans VUMAT [29]

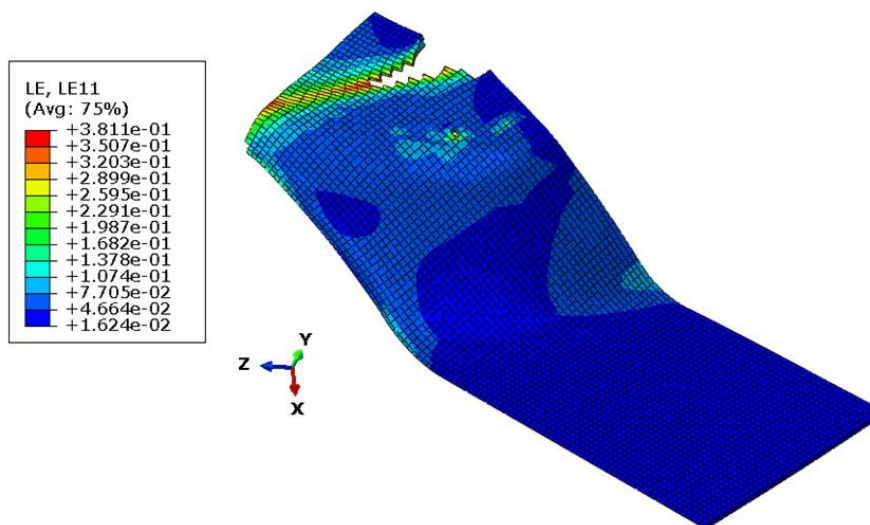


Fig.65 : Emboutissage d'une éprouvette de largeur 80 avec VUMAT

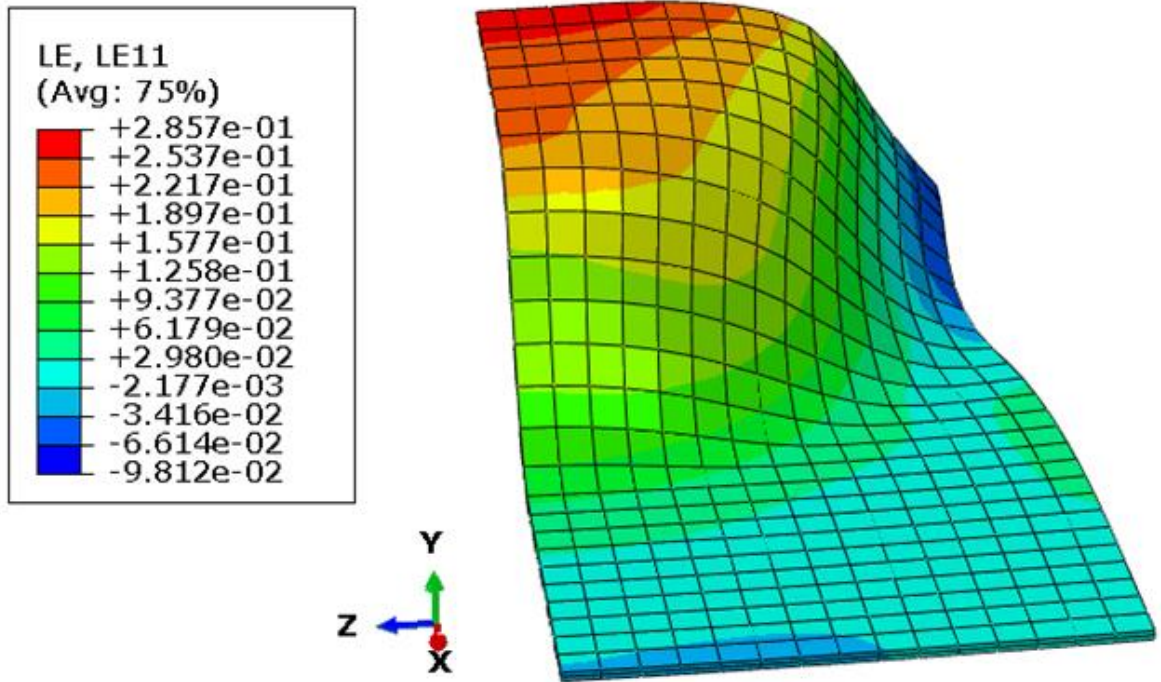


Fig.66 : Emboutissage d'une éprouvette de largeur 120 sans VUMAT [[29]]

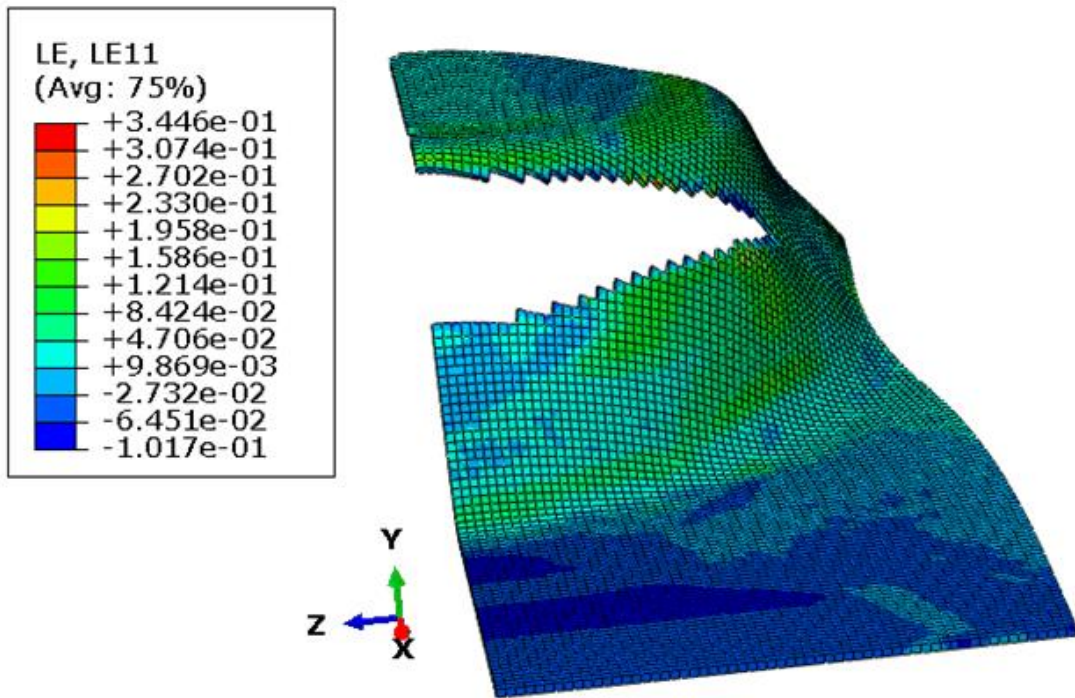


Fig.67 : Emboutissage d'une éprouvette de largeur 120 avec VUMAT

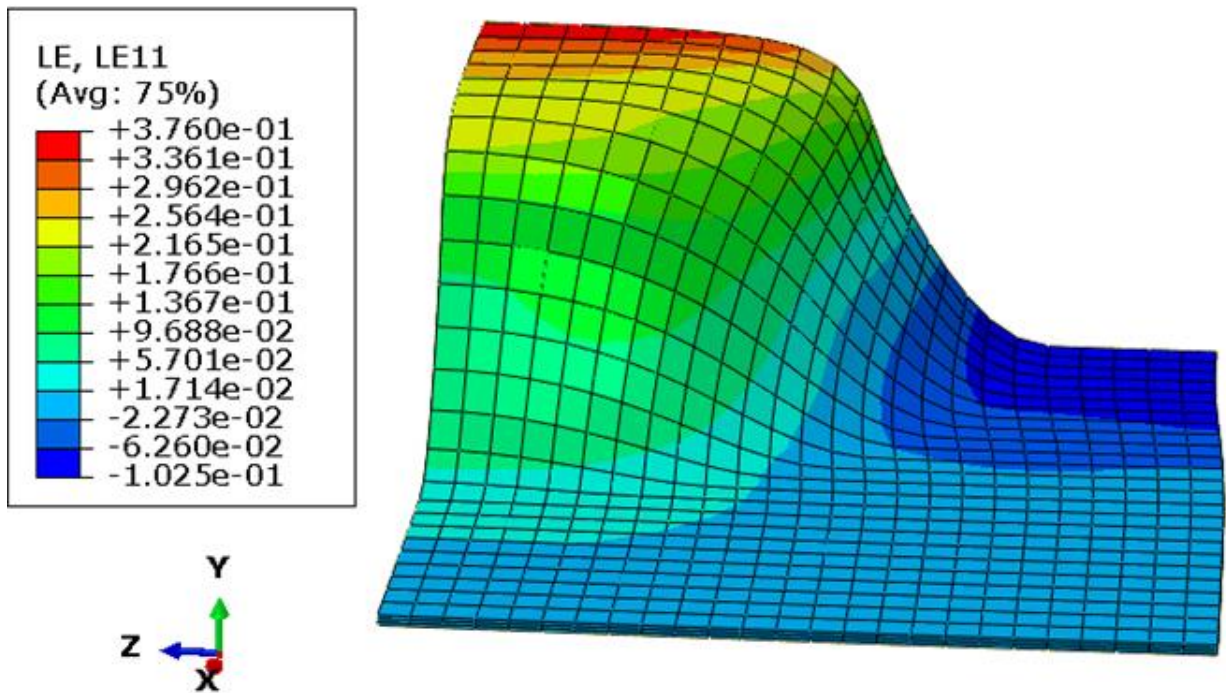


Fig.68 : Emboutissage d'une éprouvette de largeur 160 sans VUMAT [29]

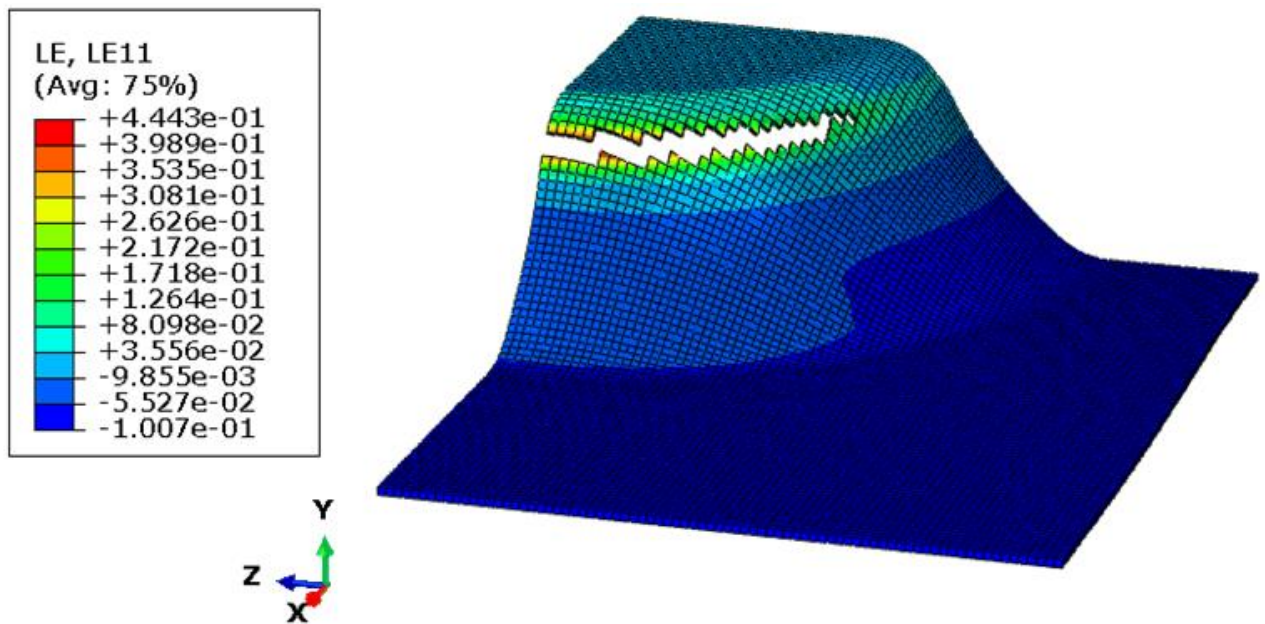


Fig.69 : Emboutissage d'une éprouvette de largeur 160 avec VUMAT

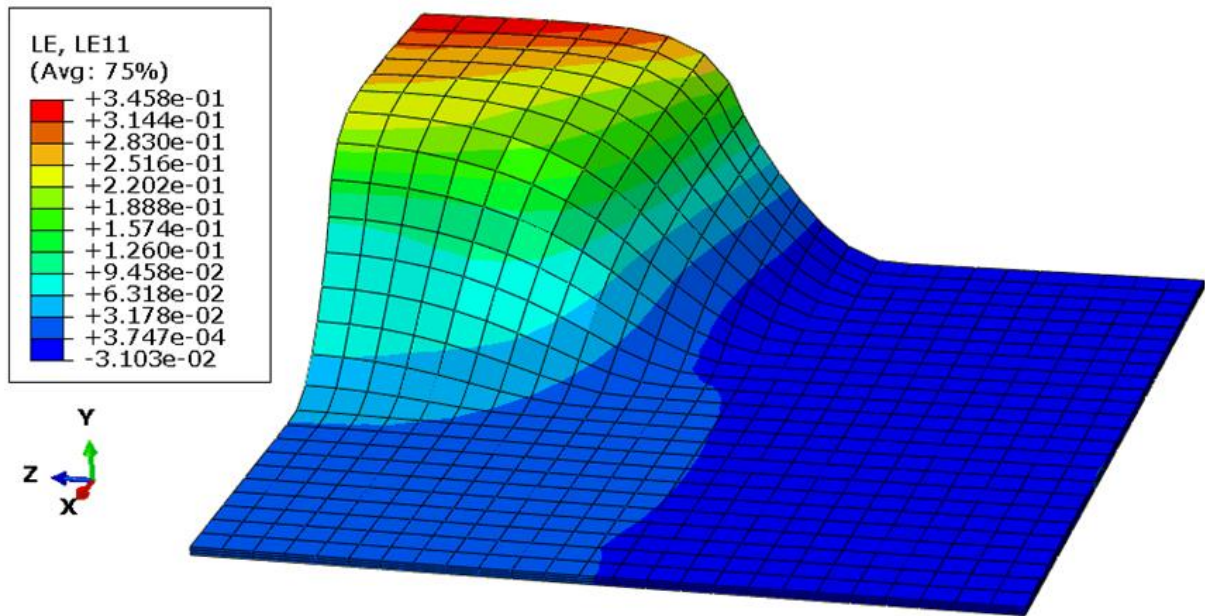


Fig.70 : Emboutissage d'une éprouvette de largeur 200 sans VUMAT [29]

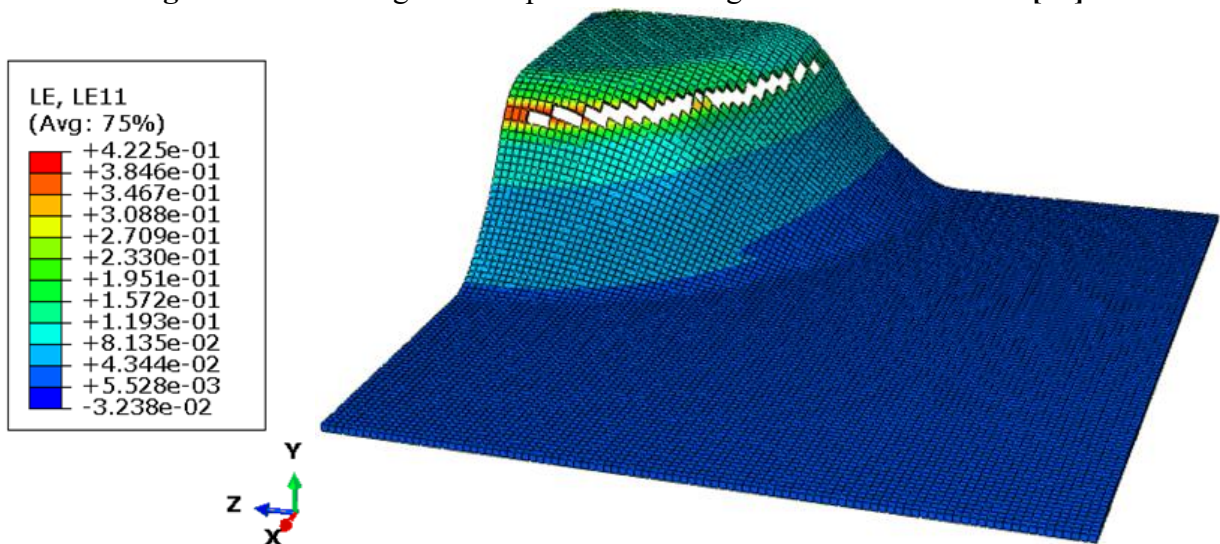


Fig.71 : Emboutissage d'une éprouvette de largeur 200 avec VUMAT

À la fin de la simulation, le logiciel affiche la répartition des déformations sur toute l'éprouvette à travers une palette de couleurs correspondant aux valeurs visibles sur le tableau ci-joint. De plus, il fournit des courbes représentant la variation de la déformation en fonction des nœuds situés sur la ligne présentant le nœud en striction (fig. 58 ou 59). Les valeurs maximales des déformations principales (LE11, LE22 et LE33) sont représentées sur les courbes fournies (fig. 72 à 75).

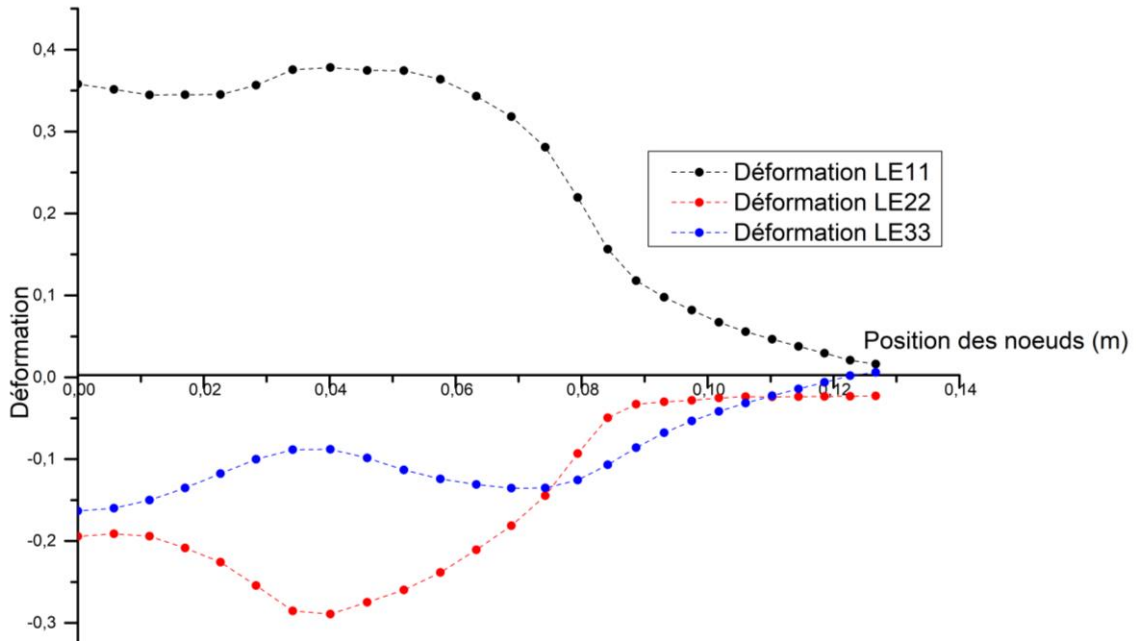


Fig.72 : Déformation de chaque nœud de la série de nœuds sélectionnées. LE11=0.38, LE22= -0.29, LE33= -0.09-largeur 80 mm

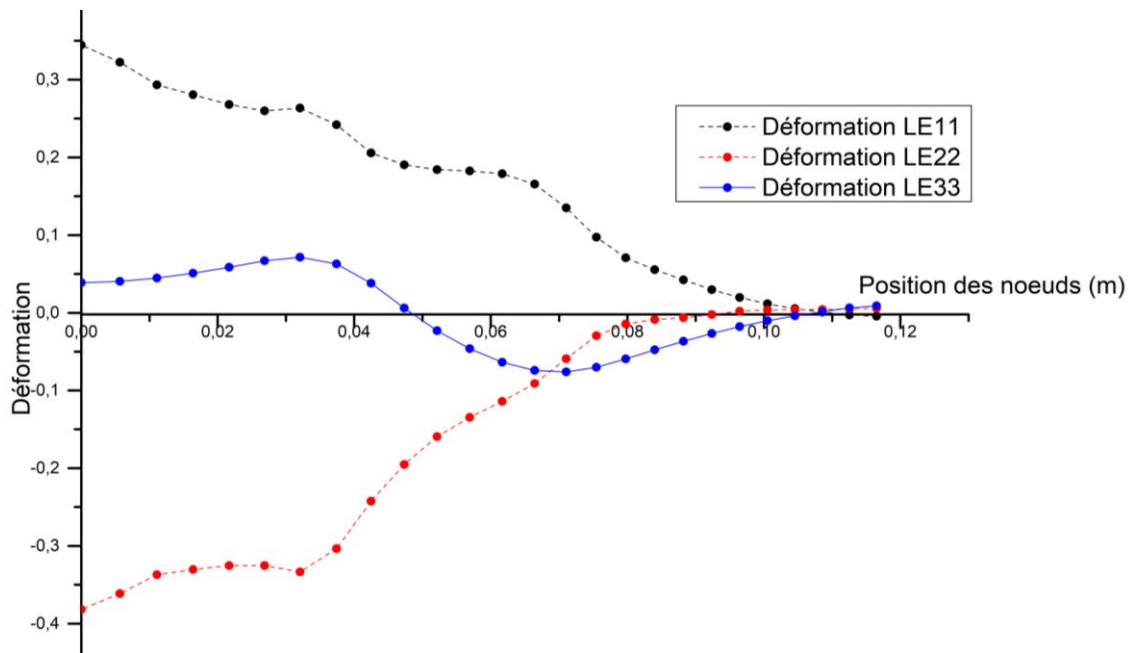


Fig.73 : Déformation de chaque nœud de la série de nœuds sélectionnées LE11=0.34, LE22= -0.38, LE33= 0.3- largeur 120mm

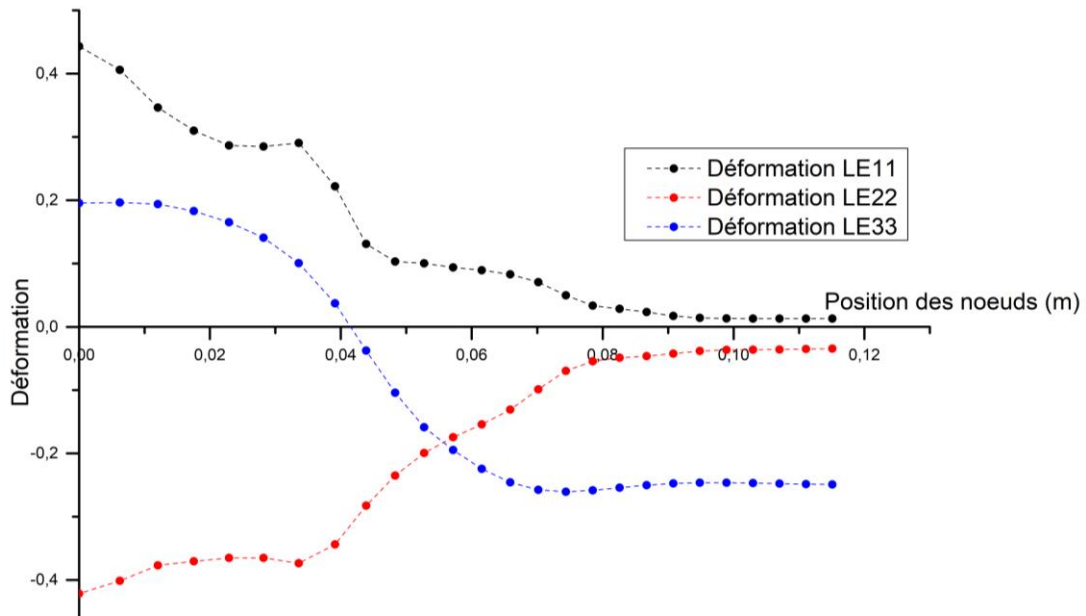


Fig.74 : Déformation de chaque nœud de la série de nœuds sélectionnées. LE11=0.44, LE22= - 0.42, LE33= 0.19- largeur 160mm

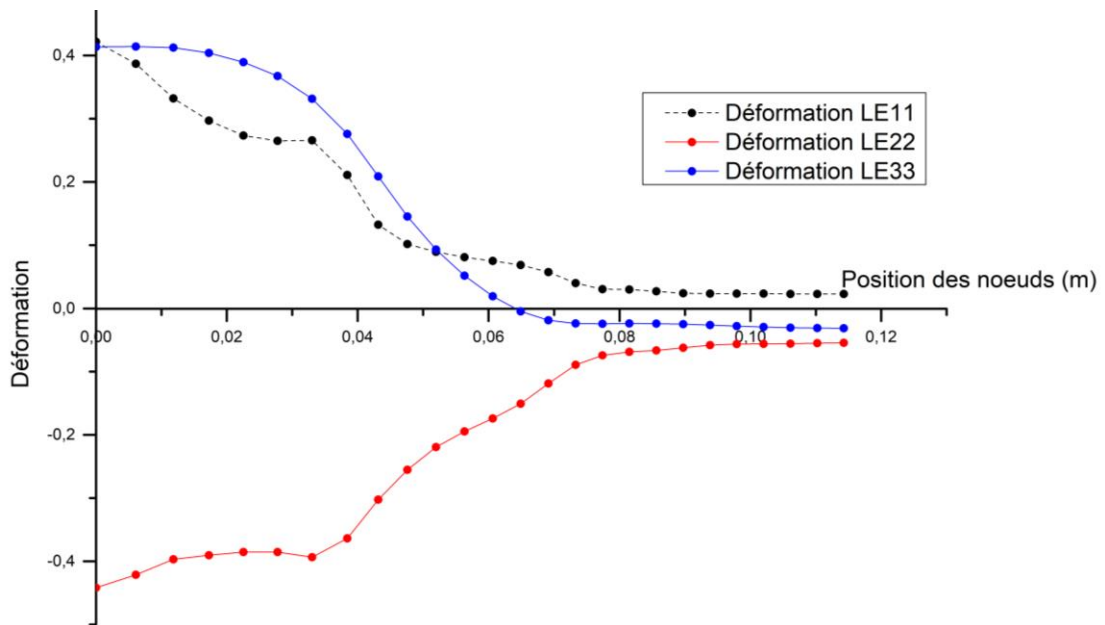


Fig.75 : Déformation de chaque nœud de la série de nœuds sélectionnées. LE11=0.42, LE22= - 0.44, LE33= 0.41-largeur 200mm

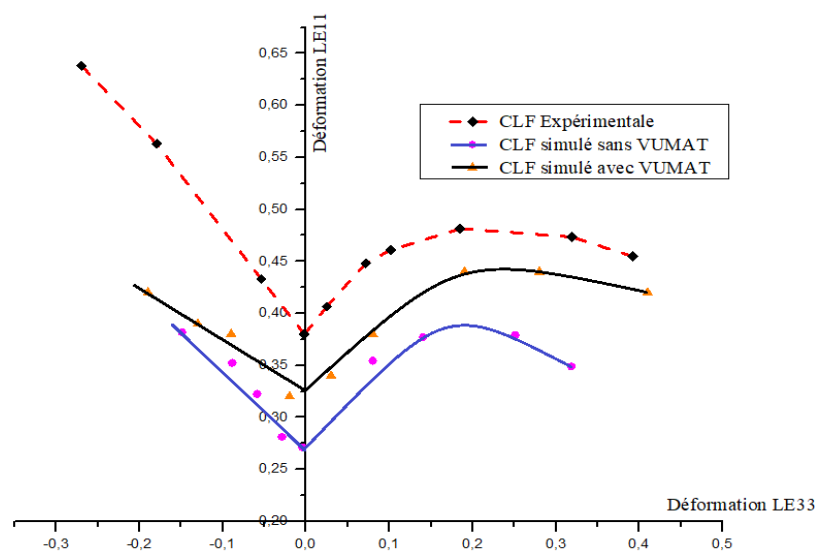
De la même méthode, on relève les valeurs maximales des déformations sur le plan de la tôle (LE11, LE33) sur l'élément (nœud) sélectionné pour les autres cinq éprouvettes simulés. (Tableau 12) à partir des courbes précédentes, et on les porte sur le diagramme sur lequel LE33 constitue l'abscisse et LE11 l'ordonnée, et on déduit la courbe limite de formage simulée.

Tableau 12 : Valeurs des déformation majeure et mineur (LE11 et LE33)

Largeur d'éprouvette	Sans VUMAT [29]		Avec VUMAT	
	LE33	LE11	LE33	LE11
40	-0.15	0.36	-0.19	0.42
60	-0.09	0.33	-0.13	0.39
80	-0.06	0.32	-0.09	0.38
100	-0.03	0.28	-0.02	0.32
120	0.01	0.27	0.03	0.34
140	0.08	0.35	0.09	0.38
160	0.14	0.37	0.19	0.44
180	0.25	0.37	0.28	0.43
200	0.32	0.34	0.41	0.42

4.2.2. Comparaison entre le CLF simulé et le CLF expérimentale

À travers (fig. 76), on peut dire que le logiciel de simulation peut prédire la courbe limite de formage (CLF sans VUMAT). On peut également voir qu'il y a un accord avec la courbe expérimentale, mais il y a une marge d'erreur assez grande. Cela peut être interprété comme ne prenant pas en compte les changements structurels qui se produisent dans le matériau lors de la déformation plastique (endommagement ductile). En prenant en considération l'impact de l'endommagement sur le comportement du matériau, une nouvelle CLF a été développée (CLF avec VUMAT), de sorte que l'on constate que la marge d'erreur a été considérablement réduite. Donc, on peut dire que le modèle élastoplastique couplé avec l'endommagement peut bien prédire l'occurrence de la striction, suivre son évolution jusqu'à la rupture. Ainsi, ce modèle est valide pour prédire le comportement élastoplastique-endommagement des métaux en tôles minces dans les conditions de chargement multiaxial.

**Fig.76** : Courbes de CLF

5. La simulation numérique d'un bac de récupération d'huile

5.1. Conduite de la simulation

Après avoir validé le modèle utilisé, la simulation de la pièce de récupération d'huile a été réalisée pour prédire la rupture. La simulation est effectuée en suivant le modèle du dispositif d'assemblage des différents éléments (Fig.77).

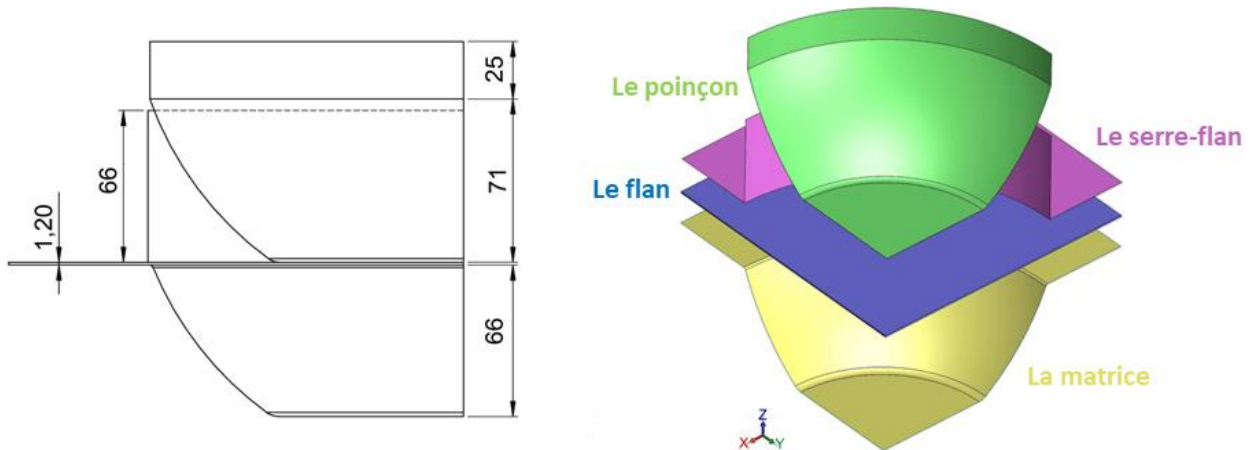
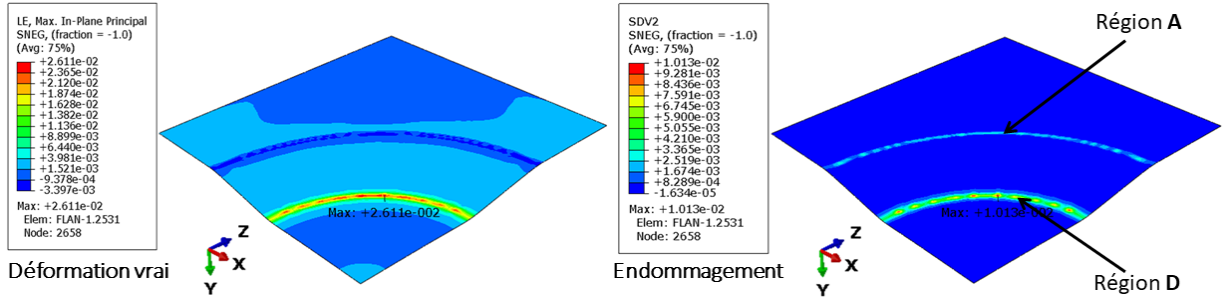


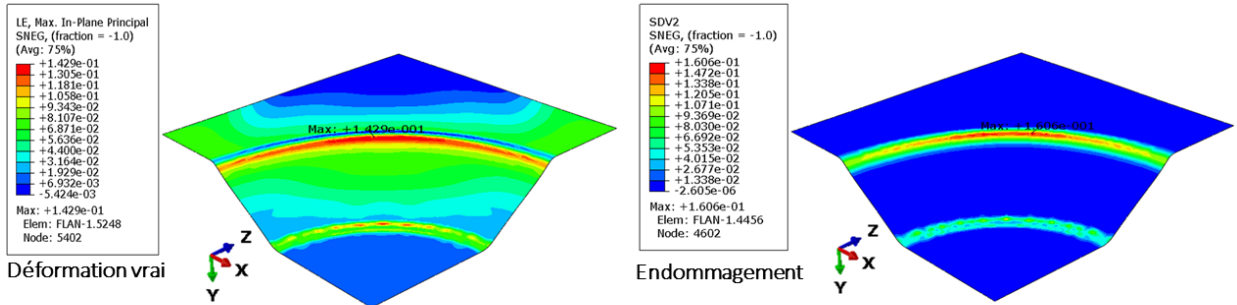
Fig.77 : Représentation de l'assemblage du modèle [27]

5.2. Résultats et discussion

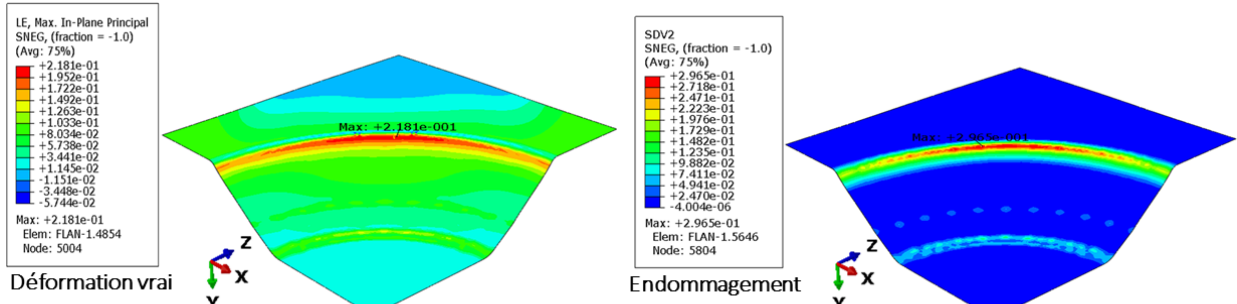
La figure 78 illustre comment la déformation plastique et l'endommagement se répartissent lors du déplacement du poinçon. À 8,22 mm de déplacement du poinçon, il est évident que l'endommagement commence en deux zones : au niveau du rayon de la matrice (région A) et la seconde proche du rayon de poinçon (région D), avec une valeur maximale localisée en région (D) en raison de l'apparition de la déformation plastique initiale due au premier contact entre le poinçon et le flan. L'endommagement continue de s'accroître dans ces régions lors du déplacement du poinçon jusqu'à 44,22 mm, où la valeur maximale se remarque dans la zone A. À 51,15 mm jusqu'à 62,63 mm de déplacement du poinçon, l'endommagement s'initie et augmente dans deux zones de la paroi de la pièce (régions B et C) qui sont affectées par la tension biaxiale, ce qui entraîne une moindre adhérence sur la surface de la paroi du poinçon, contrairement à la surface du flan sous la serre-flan et sous le poinçon en bas, où il y a plus d'adhérence. L'endommagement atteint sa valeur critique à 63,36 mm de déplacement du poinçon, où la rupture commence dans la zone qui se trouve à proximité du rayon de la matrice, avec une diffusion dans la même direction circonférentielle, ce qui correspond bien avec l'observation empirique (fig. 79)



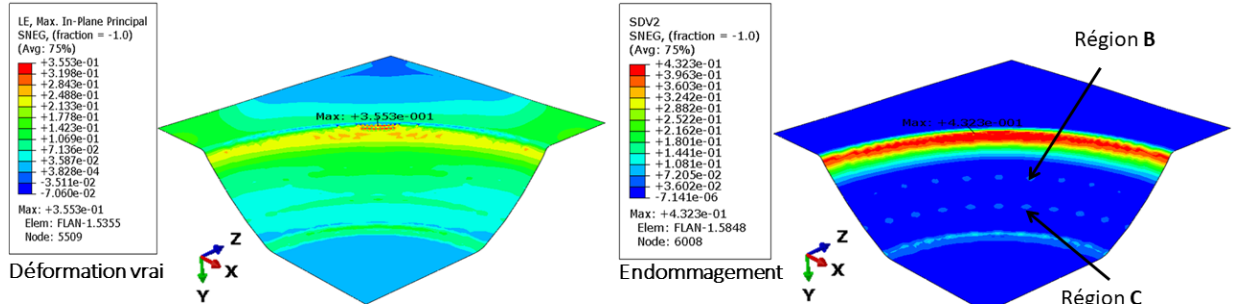
Déplacement du poinçon: 8,25 mm



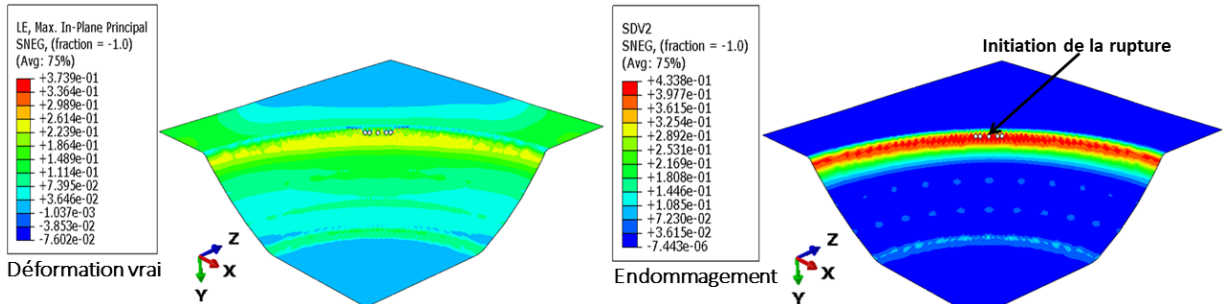
Déplacement du poinçon: 44,22 mm



Déplacement du poinçon: 51,15 mm



Déplacement du poinçon: 62,63 mm



Déplacement du poinçon: 63,36 mm

Fig.78 : Distribution de la déformation vraie et de l'endommagement au cours du déplacement du poinçon [27]

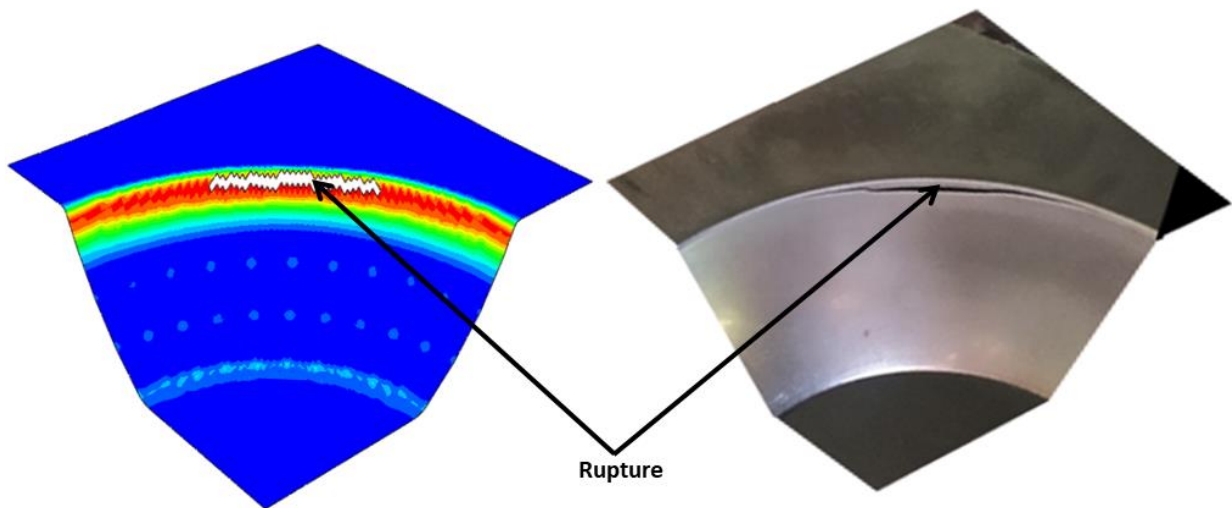


Fig.79 : similitude [27]

Pour étudier l'effet de l'initiation et l'évolution de l'endommagement sur le flan jusqu'à la rupture lors du processus d'emboutissage, une suite d'éléments a été choisie sur la ligne diagonale du flan suivant une direction à 45° (fig. 80a), et la courbe représentant la variation de l'épaisseur le long de cette suite d'éléments a été tracée, comme indiqué sur la figure 80b. La courbe montre quatre régions d'amincissement, qui se sont avérées être les mêmes quatre régions où l'endommagement survient (A, B, C et D). La figure 81a montre quatre éléments qui appartiennent à la suite d'éléments depuis les régions où l'amincissement se produit, et la figure 81b montre l'évolution de l'endommagement, ce qui correspond à ces éléments. Il est évident que, depuis le début de l'emboutissage jusqu'à 40,26 mm de déplacement du poinçon, l'endommagement s'initie et s'accroît seulement sur l'élément qui se situe en bas de la pièce (élément D), alors qu'il reste constant à sa valeur maximale. Entre 40,26 et 52,47 mm de déplacement du poinçon, l'endommagement s'initie et s'augmente dans les autres régions (C, B et A), où sa valeur la plus élevée a été notée sur l'élément au niveau de la paroi (élément C). De 53,13 mm jusqu'au fin de déplacement du poinçon, l'endommagement augmente rapidement à l'élément proche du rayon de la matrice (élément A) pour atteindre sa valeur critique, où l'endommagement augmente un peu sur les éléments de la paroi et reste constant à sa valeur maximale. Les valeurs maximales déterminées de l'endommagement dans les régions A, B, C et D étaient respectivement de 0,434, 0,060, 0,057 et 0,07.

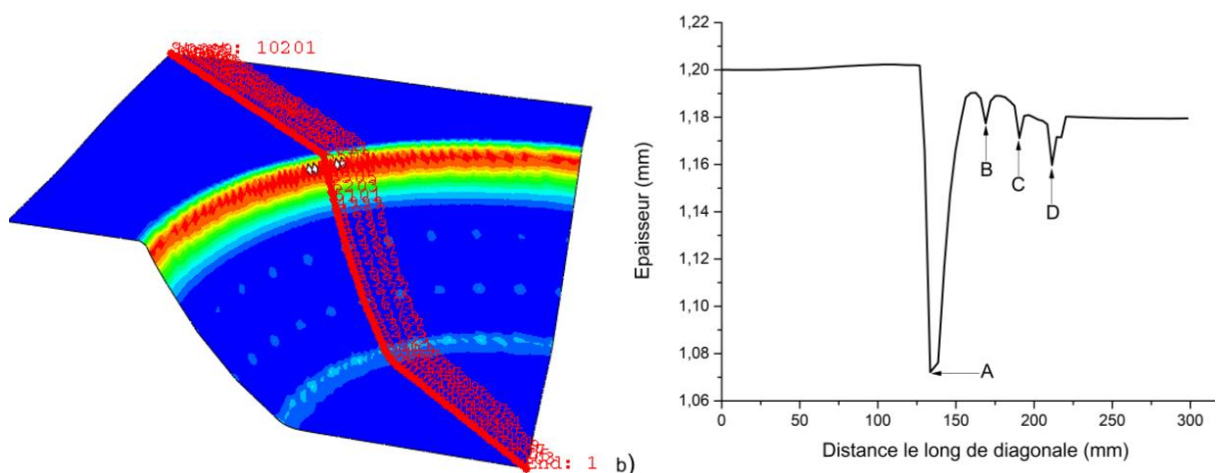


Fig.80 : Représentation de : a) suite d'éléments en diagonale, b) variation de l'épaisseur le long de diagonale. [27]

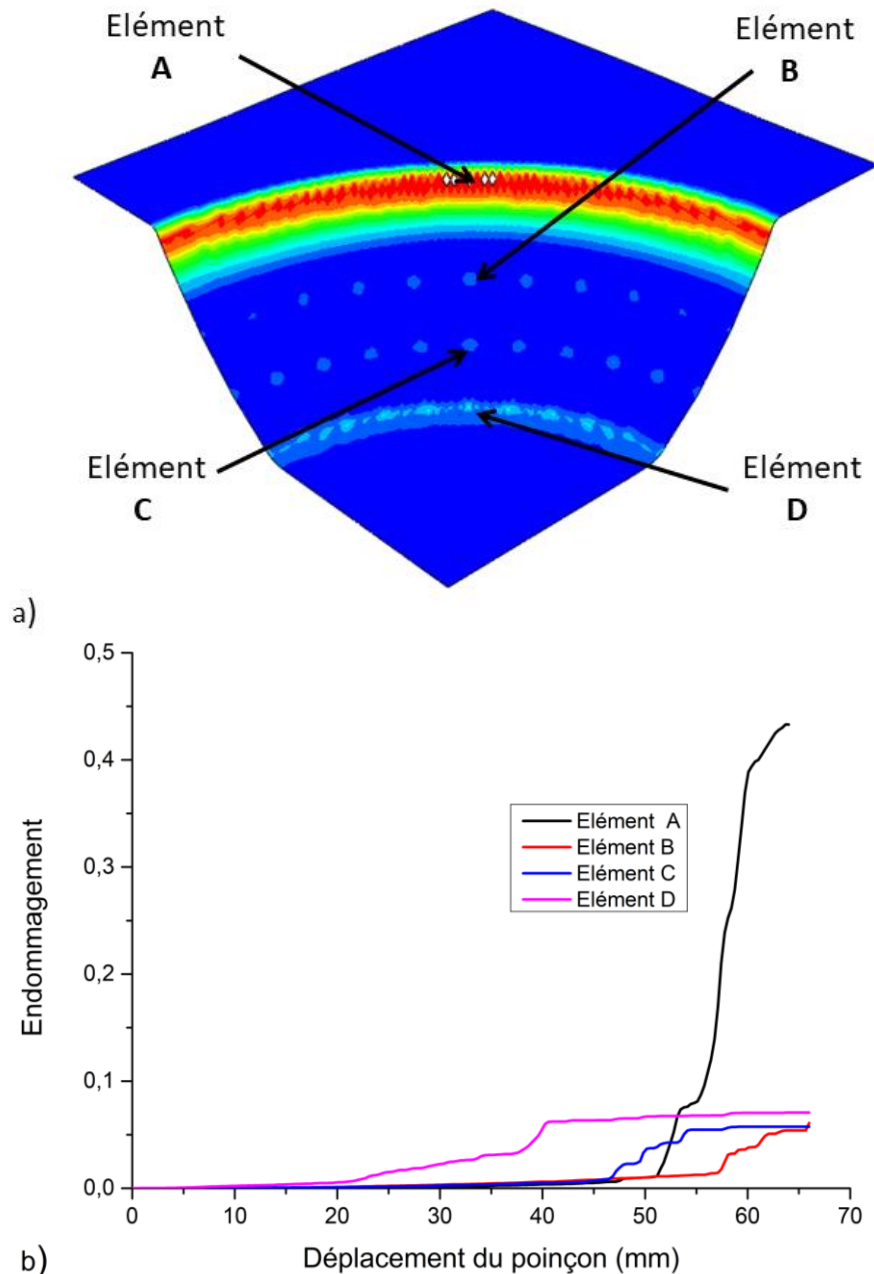


Fig.81 : Représentation de : a) les 4 éléments affectés par l'endommagement, b) progression de l'endommagement pendant de déplacement du poinçon [27]

- **Mode de la déformation à la rupture**

D'après la figure 81b, on a pu constater que la région proche du rayon du poinçon et les deux autres régions sur la paroi sont bien inférieures à la valeur critique de l'endommagement ; il n'y a donc aucun risque de rupture. Cependant, seul l'élément présentant la valeur critique d'endommagement et situé près du rayon du dé a été considéré et étudié dans cette section. La figure 82a montre l'historique de la déformation plastique lors du déplacement du poinçon. On peut l'observer au stade final du processus : de 56,42 à 63,36 mm de déplacement du poinçon, on retrouve une valeur majoritairement négative de déformation LE12, ce qui témoigne de la présence de déformation en cisaillement. On peut voir dans la figure 82 que, dans l'étape finale du déplacement du poinçon, la triaxialité des contraintes diminue jusqu'à 0, correspondant à la triaxialité des contraintes de cisaillement pure, et reste constante jusqu'à la rupture. Les résultats

confirment en effet les résultats de la figure 32a, donc on peut conclure que la rupture se produit lors de l'emboutissage de cette pièce en raison d'une déformation par cisaillement. [27]

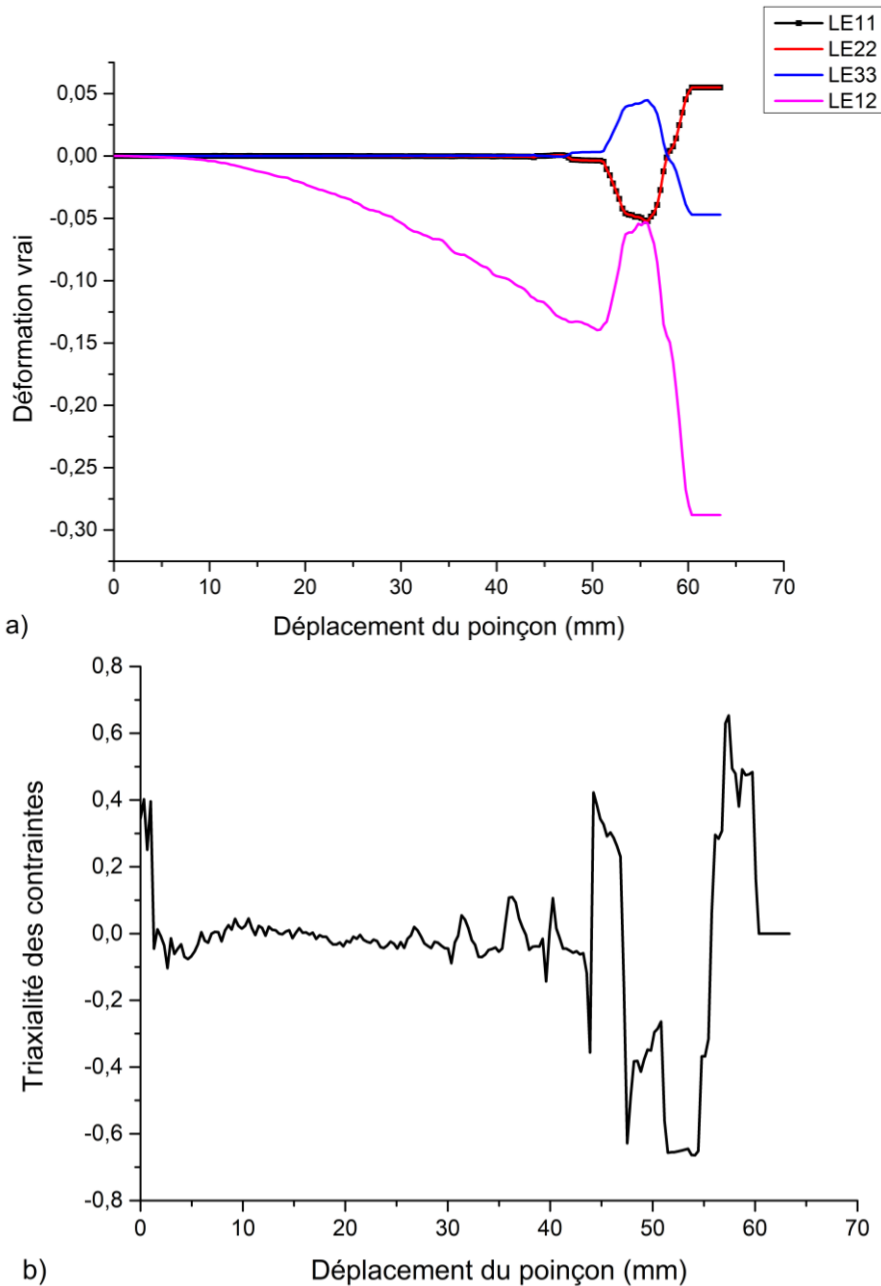


Fig.82 a) les déformations vrais, b) triaxialité des contraintes

5.3. Etude de l'influence des paramètres de procédé:

5.3.1. Influence de l'effort de serrage :

Des simulations numériques du processus d'emboutissage ont été effectuées en changeant la force de serrage ou le coefficient de frottement est constant d'une valeur 0.1. Les figures 83 et 84 montrent que la rupture se produit dans la zone proche du rayon du poinçon où des forces de serrage de 45 KN–55 KN sont utilisées (figures b, c et d), en raison de l'endommagement ductile qui atteint sa valeur critique (0.42), tandis qu'en utilisant une force de serrage de 40 KN (figure a), on remarque qu'il n'y a pas de rupture, car la valeur de l'endommagement ductile dans ce cas est inférieure à la valeur critique.

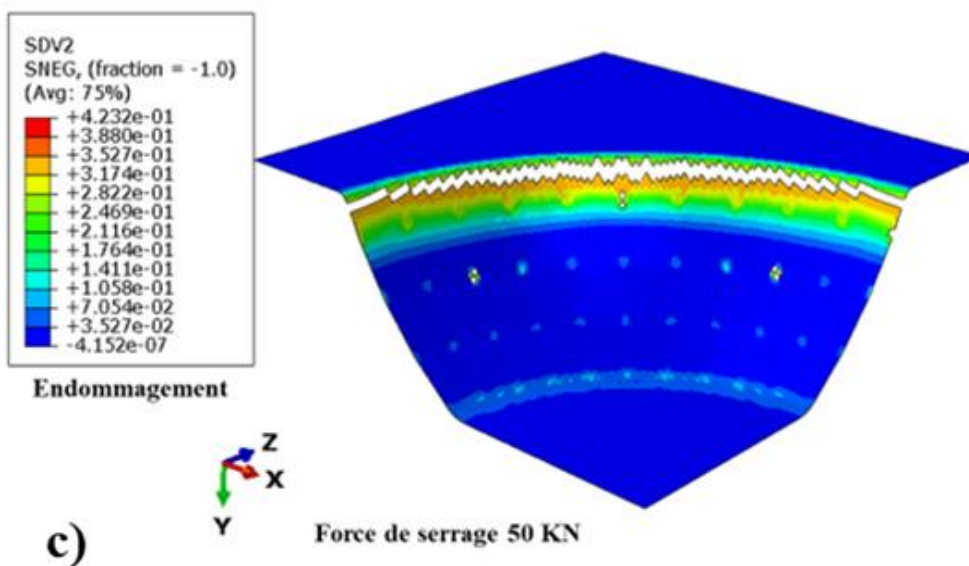
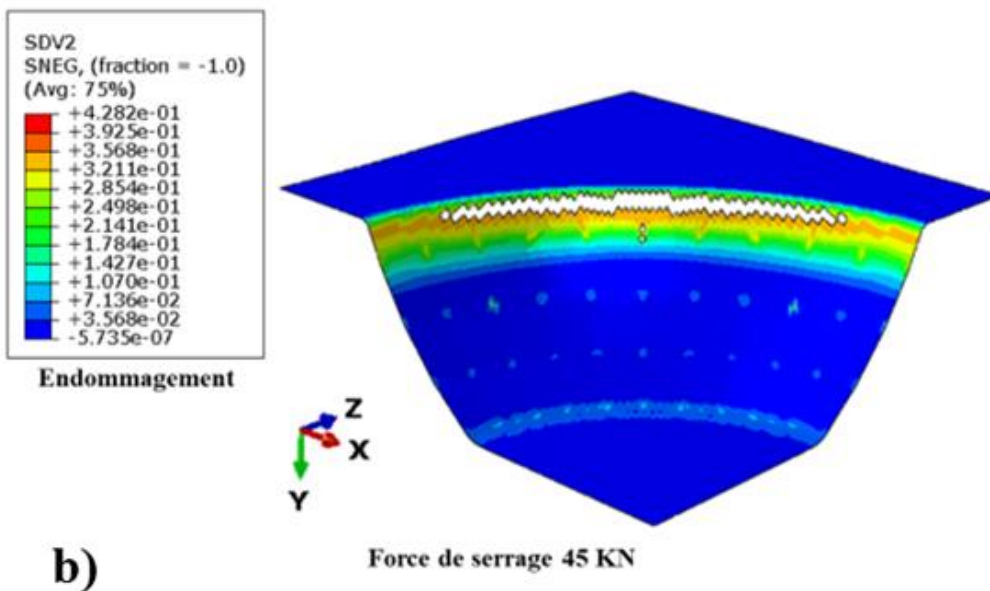
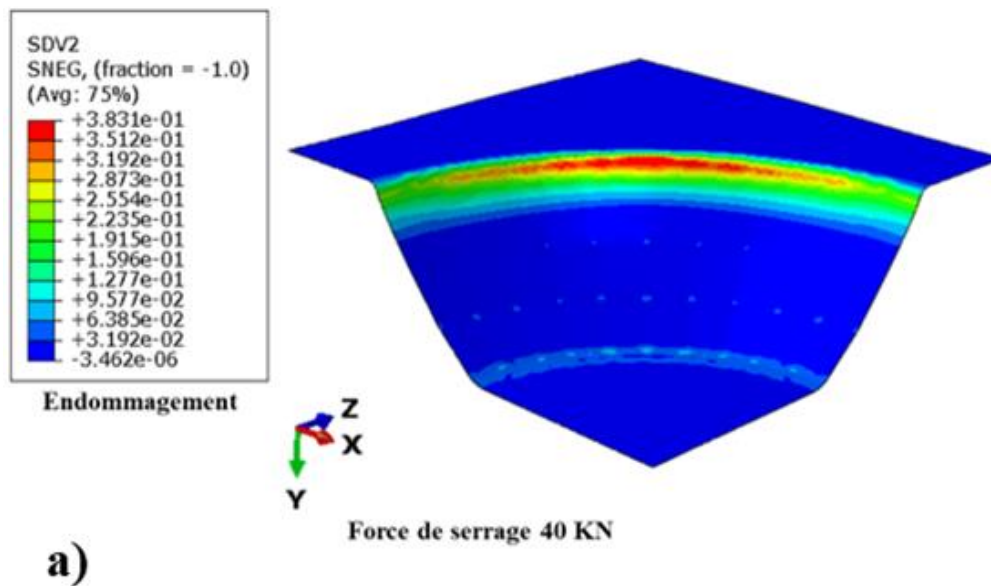


Fig.83 : Impact de la force de serrage sur l'apparition de la rupture

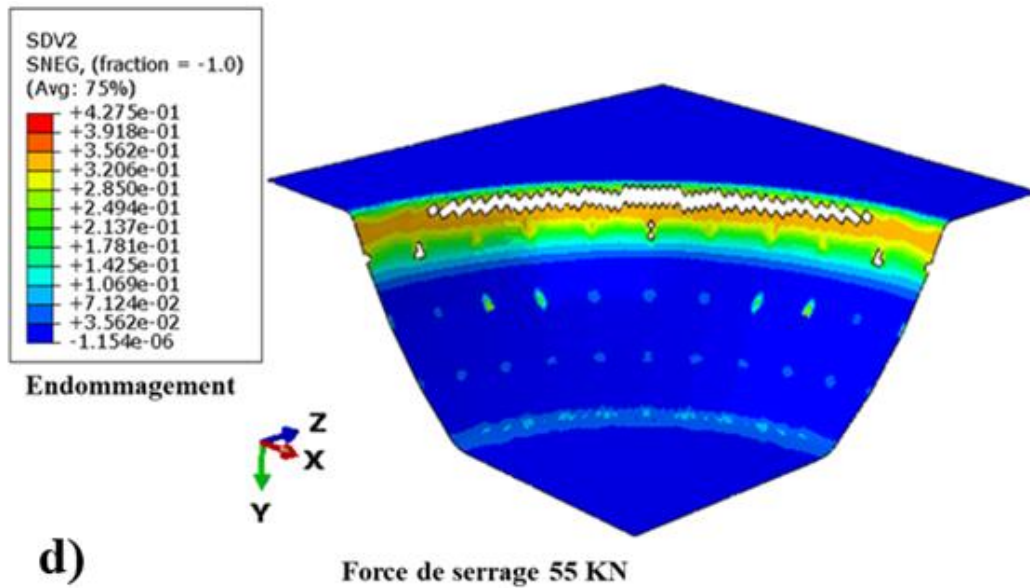


Fig.84 : Impact de la force de serrage sur l'apparition de la rupture

La figure 85 confirme la relation directe entre la force de serrage utilisée et l'apparition et le développement de l'endommagement ductile lors du déplacement du poinçon, car plus la force de serrage utilisée est importante, plus l'apparition et le développement de l'endommagement ductile sont rapides jusqu'à atteindre la valeur critique (dans les cas b, c et d), tandis que son apparition a été plus lente et n'atteint pas la valeur critique dans le cas a). La différence dans le développement d'endommagement ductile a conduit à une différence dans le développement de l'épaisseur du flan utilisée au cours du processus (figure 86) : plus l'apparition et le développement de l'endommagement ductile sont rapides, plus le flan s'amincit. Les valeurs de l'épaisseur critique sont : 1.09mm , 1.08mm , 1.07mm et 1.07mm pour les cas a, b, c et d respectivement.

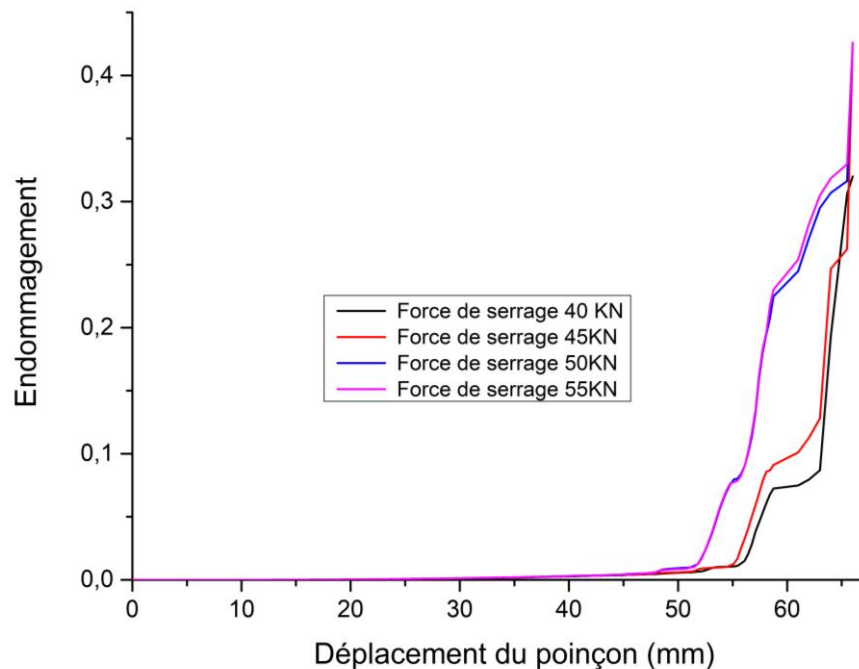


Fig.85 : Impact de la force de serrage sur la progression de l'endommagement

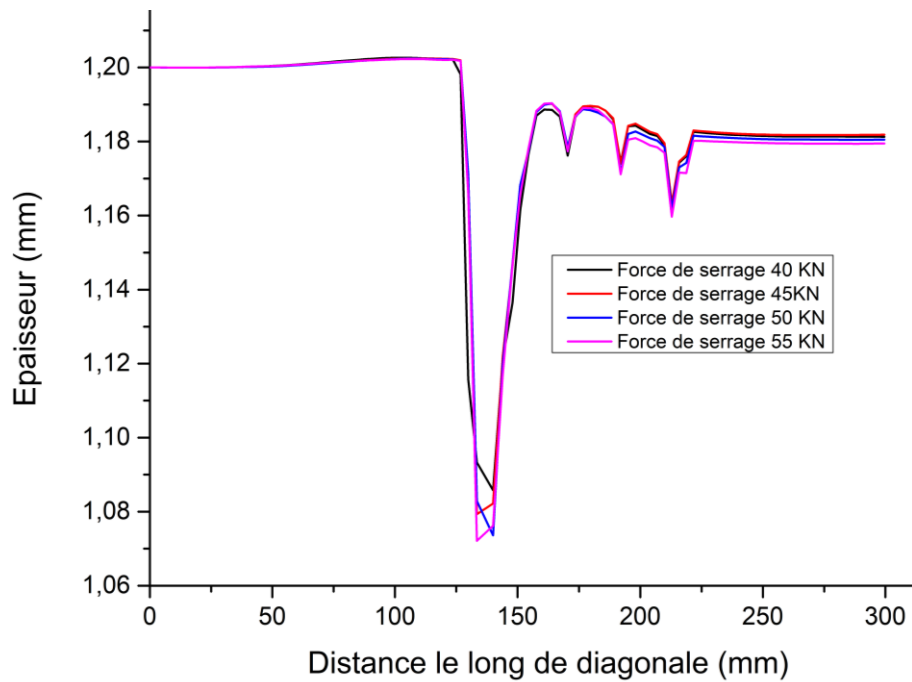


Fig.86 : Impacte de la force de serrage sur la variation de l'épaisseur de l'embouti

5.3.2. Influence du coefficient du frottement :

Afin d'examiner l'impact de la force de frottement sur l'apparition de l'endommagement, différents scénarios ont été réalisés pour la simulation numérique du processus d'emboutissage en changeant le coefficient du frottement de 0,05 à 0,2 avec une force de serrage constante de 50 KN. Les 87 et 88 illustrent l'état final de l'emboutie, où on observe une fissure au voisinage du rayon du poinçon dans les quatre cas, car l'endommagement ductile atteint leur valeur critique. La figure 89 explique comment il se développe au cours du déplacement du poinçon. On peut constater qu'entre 30mm et 55mm de déplacement du poinçon, l'apparition et le développement de l'endommagement étaient plus rapides lorsqu'on utilisait un coefficient de frottement d'une valeur 0.05, tandis qu'entre 55mm et 66mm le développement de l'endommagement était plus rapide lorsque la valeur du coefficient de frottement utilisée était plus grande. Dans tous les cas, l'endommagement atteint sa valeur critique.

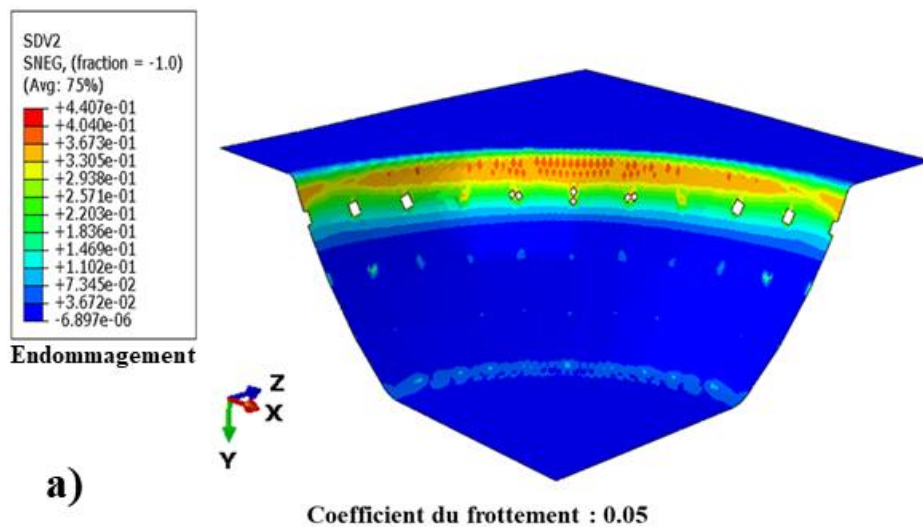
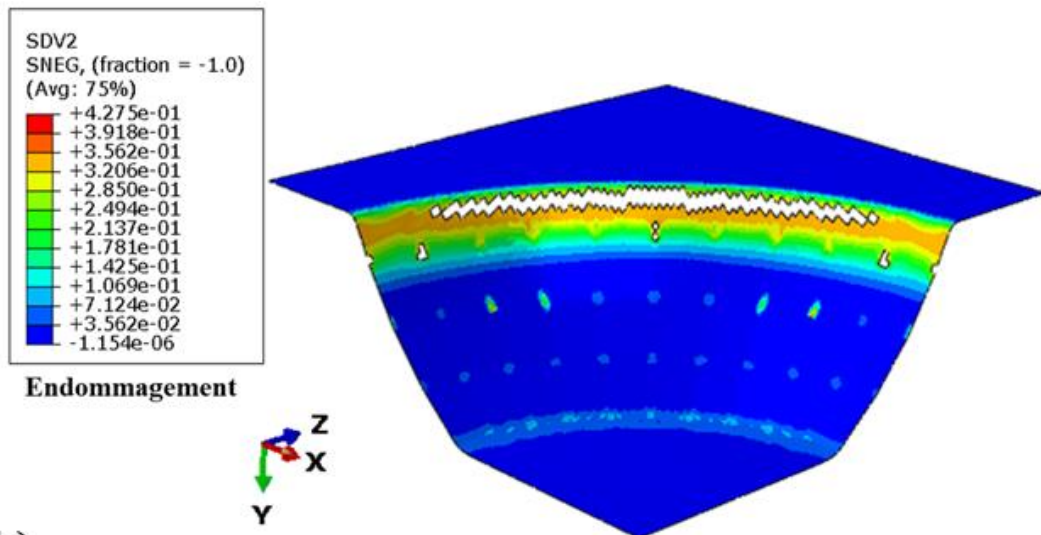
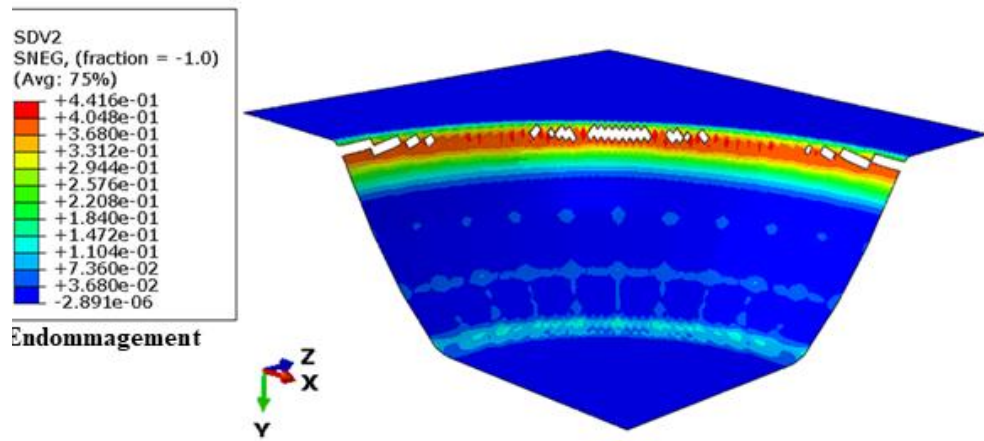


Fig.87 : Impact du coefficient du frottement sur l'apparition de la rupture



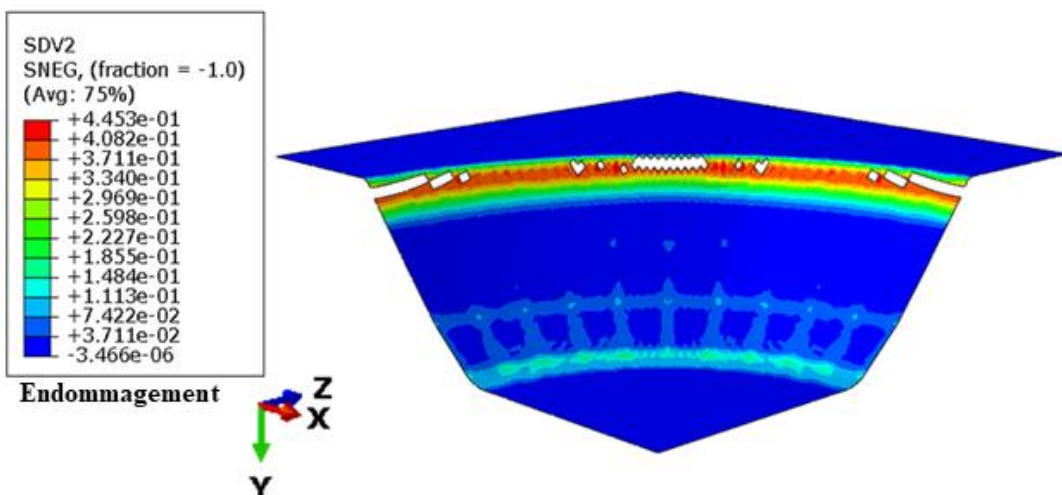
b)

Coefficient du frottement : 0.1



c)

Coefficient du frottement : 0.15



d)

Coefficient du frottement : 0.2

Fig.88 : Impact du coefficient du frottement sur l'apparition de la rupture

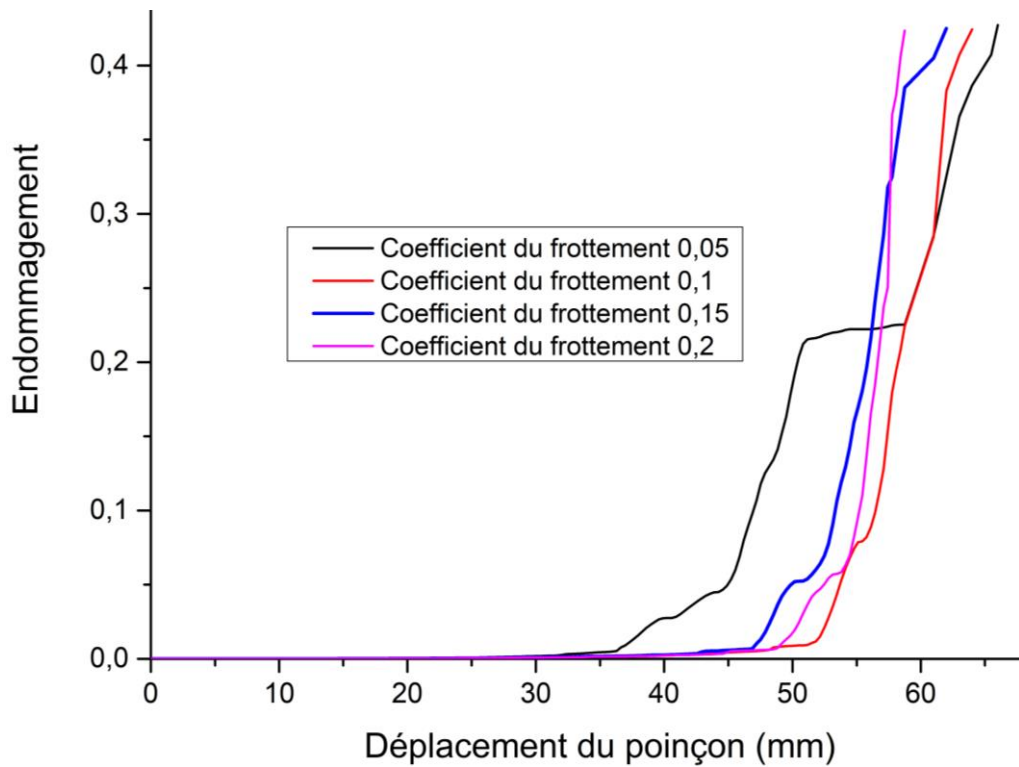


Fig.89 : Impact du coefficient du frottement sur la progression de l'endommagement

En outre, les forces de frottement ont un impact sur la variation de l'épaisseur du flan pendant le processus, c'est ce qu'explique la figure 90 : plus la valeur du coefficient du frottement est grande, plus le flan s'amincit. Les valeurs critiques d'épaisseur critique correspondant aux valeurs du coefficient de frottement 0.05, 0.1, 0.15 et 0.2 sont : 1.08mm, 1.07mm, 1.08mm et 1.05mm respectivement.

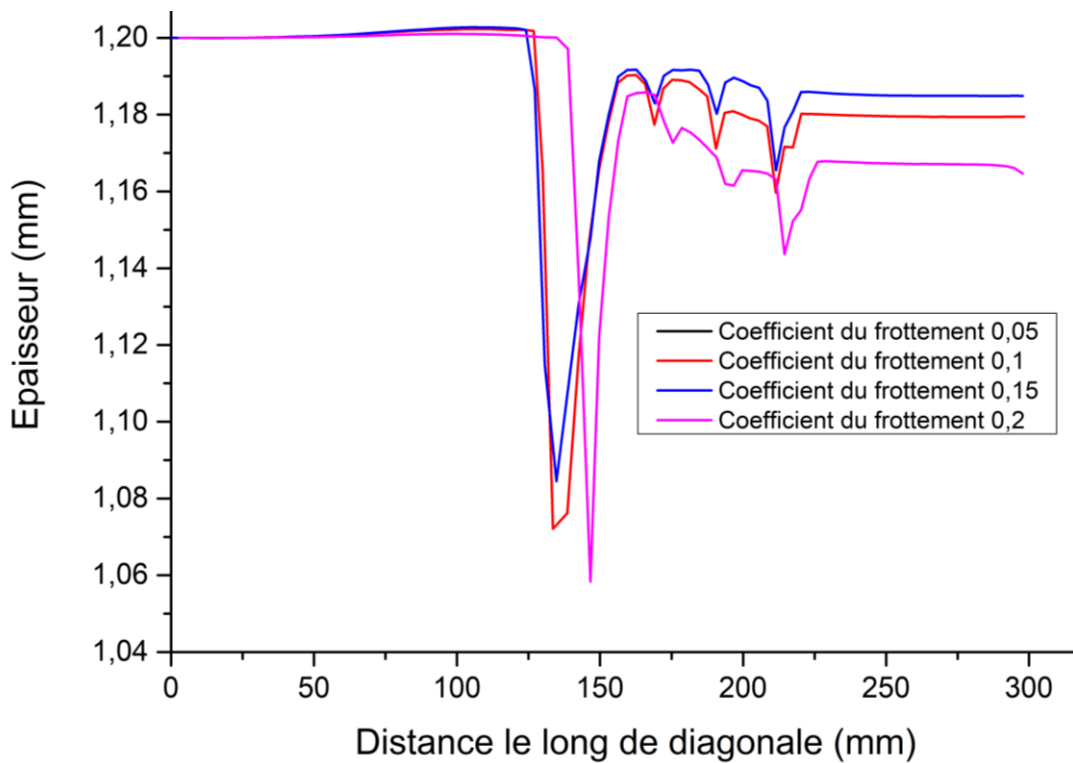


Fig.90 : Influence du coefficient du frottement sur l'évolution de l'épaisseur de l'emboutie

6. Conclusion

À travers ce travail, une étude a été réalisée sur la capacité du modèle de Lemaitre à prédire l'apparition et l'évolution de l'endommagement ductile jusqu'à la rupture. Tout d'abord, ce modèle a été intégré dans Abaqus en utilisant la subroutine VUMAT. En utilisant les caractéristiques élastoplastique et les paramètres d'endommagement qui ont été identifiés dans le chapitre 2, la simulation de traction monotone a été réalisée et comparée avec celle de l'expérimentale, ce qui montre que le modèle utilisé peut bien prédire le comportement élastoplastique-endommagement en traction. Des essais d'emboutissage de type Marciniak ont été effectués afin de prédire la courbe limite de formage (CLF). Ces prédictions ont été comparées avec les courbes expérimentales et les simulations existantes de littérature. Les résultats démontrent que ce modèle peut bien prédire les courbes limite de formage, ce qui prouve sa capacité dans les cas de chargement multiaxial.

Après avoir prouvé la validité du modèle dans les simulations numériques des essais mécaniques précédents, la simulation numérique d'une pièce industrielle (pièce de récupération d'huile) a été réalisée. Elle montre qu'il existe quatre zones d'amincissement dans la pièce : en bas de la pièce, près du rayon de poinçon ; en haut de la pièce, près du rayon de la matrice ; et deux autres zones se trouvent dans la paroi de la pièce. L'endommagement atteint sa valeur critique dans la deuxième zone, où la fracture commence avec une propagation dans la direction circonférentielle, et il a été constaté que le cisaillement est le mode de déformation à la rupture. Finalement, des études ont été menées sur l'impact de la force de serrage et du frottement sur l'endommagement. Ces résultats montrent une relation directe entre ces paramètres et l'apparition et la progression de l'endommagement jusqu'à la rupture.

Conclusion et perspectives

Conclusion

Cette étude est basée sur des cas d'échec d'emboutis rapportés de l'entreprise, ayant subi une instabilité plastique au cours de la déformation.

Le modèle de Lemaitre a été utilisé pour suivre l'évolution de l'endommagement jusqu'à la striction et la rupture.

Des essais de traction monotone et cyclique réalisés ont permis d'identifier les caractéristiques du matériau et les paramètres d'endommagement.

Des simulations en traction et en emboutissage ont été réalisées, utilisant montrent expérimentalement. Ces simulations montrent une similitude avec les résultats empiriques.

L'implémentation du modèle de Lemaitre à l'aide d'une subroutine VUMAT a été ajoutée au modèle de la simulation.

La détermination de la courbe limite de formage montre que ce modèle est utile pour prédire la striction et la rupture au cours de la déformation en emboutissage.

L'étude paramétrique confirme l'effet de l'effort de serrage et du frottement sur l'évolution de l'endommagement jusqu'à rupture, ce qui montre un bon compromis entre ces paramètres pour la réussite du procédé.

Perspectives

Ce travail n'étant pas complètement achevé, laisse ouvertes des perspectives, dont :

- ✓ La détermination expérimentale de la variation de l'épaisseur le long de la diagonale de l'embouti pour comparer avec celle de la simulation.
- ✓ Utilisation des lois d'érouissage cinématique ou mixte avec un endommagement isotrope ou anisotrope.
- ✓ Implémentation d'un modèle de l'approche physique tel que le modèle de GTN et comparaison de ses résultats avec ceux de Lemaitre.

Références bibliographiques :

- [1] Col, A., 2011. Emboutissage des tôles - Importance des modes de déformation. Techniques de l'ingénieur BM 7510.
- [2] Col, A., 2010. L'emboutissage des aciers. Dunod, Paris
- [3] F. Montheillet, F. Moussy, « Physique et mécanique de l'endommagement ». Les éditions de physique, 1986.
- [4] L. Bourgeon. Etude et modélisation des mécanismes d'endommagement en forge à froid. Thèse de doctorat Ecole nationale supérieure des mines de Paris, 2009
- [5] Prager, W., 1956. A new method of analyzing stresses and strains in work-hardening plastic solids. ASME, J. App. Mech. Trans. 78, 493
- [6] Ziegler, H., 1959. A modification of Prager's hardening rule. Quart. Appl. Math. 17, 55-65
- [7] Armstrong, P.J., Frederick, C.O., 1966. A mathematical representation of the multiaxial Bauschinger effect. G.E.G.B. Report RD/B/N731.
- [8] Marquis, D., 1979. Modélisation et identification de l'érouissage anisotrope des Métaux. Thèse de doctorat de l'Université Paris 6.
- [9] Abdel-Karim, M., Ohno, N., 2000. Kinematic hardening model suitable for ratcheting with steady-state. Int. J. of Plasticity 16, 225–240
- [10] Mc Clintock, A criterion for ductile fracture by growth of holes. J. of Applied mechanics, 1968
- [11] Gurson AL (1977) Continuum theory of ductile rupture by void nucleation and growth: part I—yield criteria and flow rules for porous ductile media. J Eng Mater Technol 99(1):2–15.
- [12] Kachanov LM (1958) Time of the rupture process under creep conditions. Izvestiia Akademii Nauk SSR (Otdelenii Techniceskih Nauk) 8:26–31(
- [13] Tvergaard V (1982) On localization in ductile materials containing spherical voids. Int J Fract 18(4):237–252
- [14] Lemaitre J (1985) A continuous damage mechanics model for ductile fracture. J Eng Mater Technol 107(1):83–89.
- [15] S. Sojodi. Investigation on the forming limit diagram of AA5754-O alloy by considering Strain hardening model, strain path, and through-thickness normal stress. Int J Adv Manuf Technol (2021) 113 :2495–2511
- [16] Haji Aboutalebi, F., Farzin, M., Poursina, M.: Numerical simulation and experimental validation of a ductile damage model for DIN 1623 St14 steel. Int. J. Adv. Manuf. Technol. **53**(1–4), 157–165 (2011) .
- [17] Chen YZ, Dong HX. Experimental investigation of GTN model parameters, Comparison of GTN damage models for sheet metal forming. J of Shanghai Jiaotong University 13, 739-743 (2008)
- [18] Li J, Li S, Xie Z, Wang W. Numerical simulation of incremental sheet forming based on GTN damage model. Int. J. Adv. Manuf. Technol. 81, 2053-2065 (2015)
- [19] Xue L. modeling of void effect in ductile fracture of porous materials. Eng Fract Mech 2008;75(11):3343–66.
- [20] Yildiz RA, Yimaz S. Experimental investigation of GTN model parameters of 6061 Al alloy. European Journal of Mechanics-A/ Solids Vol 83.
- [21] Amaral R, Teixeira P, Santos AD, de Sá JC (2018). Assessment of different ductile damage models and experimental validation. Int J Mater Form 11(3):435–444.

- [22] Khelifa M, Oudjene M, Khennane A (2007) Fracture in sheet metal forming: effect of ductile damage evolution. *Comput Struct* 85(3– 4) :205–212
- [23] Saxena RK, Gautam SS, Dixit PM (2010) Numerical simulation of fracture in cup drawing. *IntJ Mater Form* 3(1) :117–120
- [24] Fan JP, Tang CY, Tsui CP, Chan LC, Lee TC (2006). 3D finite element simulation of deep drawing with damage development. *Int J Machine Tools Manuf* 46(09): 1035-1044.
- [25] Arrieux R Determination of the forming limit diagram of AA5754-O alloy by considering, *CIRP Annals*, 1985
- [26] Lee SW, Pourboghrat F (2005) A simulation for the punchless piercing process using Lemaitre damage model. In *AIP Conf Proc Am Inst Physics* 778(1):505–510.
- [27] S. Laboubi, O. Boussaid, M. Zaaf, W. Ghennai, Numerical simulation and experimental validation of Lemaitre ductile damage model for DC04 steel and application to deep drawing process. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* (2023). Vol.126 N°1(2023) pp.2283-2294
- [28] Ghennai W, Boussaid O, Bendjama H, Haddag B, Nouari M (2019) Experimental and numerical study of DC04 sheet metal behaviour—plastic anisotropy identification and application to deep drawing. *Int J Adv Manuf Technol* 100(1):361–371.
- [29] O. Boussaid, Mise au point d'un critère de striction pour l'emboutissage des tôles et validation par simulations numériques. Thèse de doctorat Université Badji Mokhtar Annaba, 2010
- [30] Li J, Li S, Xie Z, Wang W. Numerical simulation of incremental sheet forming based on GTN damage model. *Int. J. Adv. Manuf. Technol.* 81, 2053-2065 (2015)
- [31] Xue L. modeling of void effect in ductile fracture of porous materials. *Eng Fract Mech* 2008;75(11):3343–66.
- [32] Gatea S, Ou H, Lu B, McCartney G. Modelling of ductile fracture in single point incremental forming using a modified GTN model
- [33]] Nahshon K, Hutchinson JW. Modification of the Gurson model for shear failure. *Eur J Mech- A/Solids* 2008 ;27 :1–17
- [34] Abbasi M, Bagheri B, Ketabchi M, Haghshenas DF. Application of response surface methodology to drive GTN model parameters and determine the FLD diagram. *Comput Mater Sci* 2012 ;53(1) :368–76
- [35] De. Souza Neto, E.A.: A fast, one-equation integration algorithm for the Lemaitre ductile damage model. *Commun. Numer Methods Eng.* **18**(8), 541–554 (2002)
- [36] Chalal H, Abed-Meraim F (2017) Numerical predictions of the occurrence of necking in deep drawing processes. *Metals* 7(11) :455