



**HAL**  
open science

# Étude d'un procédé de formage incrémental : les clés d'une simulation numérique performante

Jonathan Raujol-Veillé

► **To cite this version:**

Jonathan Raujol-Veillé. Étude d'un procédé de formage incrémental : les clés d'une simulation numérique performante. Mécanique [physics.med-ph]. Université de Grenoble, 2012. Français. NNT : . tel-00772040v1

**HAL Id: tel-00772040**

**<https://theses.hal.science/tel-00772040v1>**

Submitted on 9 Jan 2013 (v1), last revised 15 Feb 2013 (v2)

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

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

## THÈSE

Pour obtenir le grade de

## DOCTEUR DE L'UNIVERSITÉ DE GRENOBLE

Spécialité : **Sciences pour l'Ingénieur**

Arrêté ministériel : 7 août 2006

Présentée par

**Jonathan RAUJOL-VEILLÉ**

Thèse dirigée par **Laurent TABOUROT**  
codirigée par **Franck TOUSSAINT**

préparée au sein du **Laboratoire Systèmes et Matériaux pour la Mécatronique**  
dans l'**École Doctorale Sciences et Ingénierie des Systèmes de l'Environnement et des Organisations**

# Étude d'un procédé de formage incrémental : les clés d'une simulation numérique performante

Thèse soutenue publiquement le **11 décembre 2012**  
devant le jury composé de :

**M. Khémaïs SAANOUNI**

Professeur, Université de Technologie de Troyes, Rapporteur

**M. Luís MENEZES**

Professeur, Université de Coimbra - Portugal, Rapporteur

**M. Pierre-Yves MANACH**

Professeur, Université de Bretagne-Sud, Membre

**M<sup>me</sup> Pascale BALLAND**

Maître de conférences HDR, Université de Savoie, Membre

**M. Laurent TABOUROT**

Professeur, Université de Savoie, Directeur de thèse

**M. Franck TOUSSAINT**

Maître de conférences HDR, Université de Savoie, co-Directeur de thèse





# Résumé

L'objectif de ce travail de thèse est de proposer un modèle numérique permettant de simuler la mise en forme de viroles métalliques par un procédé de formage incrémental. Ce procédé de mise en forme est particulièrement intéressant pour les industriels car il permet d'une part de réduire les pertes de matière première et d'autre part d'obtenir des pièces avec des propriétés mécaniques améliorées. La mise au point du procédé reste néanmoins une étape fastidieuse et le recours à l'outil numérique devient indispensable si l'on souhaite atteindre le meilleur rapport qualité/coût-délai. À cette fin, le comportement mécanique d'un acier faiblement allié a été étudié à travers divers essais de traction et de cisaillement. Les résultats de ces essais mettent en évidence que le matériau présente une faible anisotropie de comportement, une faible sensibilité à la vitesse de déformation et un écrouissage cinématique (effet Bauschinger). Cette base de données expérimentales a ensuite servi à l'identification de plusieurs modèles de comportement élastoplastique phénoménologique. Deux modèles numériques différents ont alors été développés au sein du code de calculs par éléments finis ABAQUS afin de simuler le formage d'une pièce de référence et d'une étude de cas industriel. Les résultats de ces simulations montrent que le modèle tridimensionnel fournit une bonne représentation du procédé de formage *a contrario* du modèle bidimensionnel axisymétrique construit notamment afin de réduire les temps de calculs. Par ailleurs, une étude de la sensibilité du modèle éléments finis aux différents modèles de comportement identifiés a été menée. Les résultats de cette étude ont permis de mettre en évidence que la description du comportement plastique n'a qu'une faible influence sur la géométrie de la pièce déformée alors même que le comportement élastique joue un rôle bien plus important notamment au regard du calcul du retour élastique des pièces. Il a également été montré que le choix d'une forme particulière de géométrie de pièce permettait de réduire considérablement ce phénomène. Enfin, une étude sur la modélisation du comportement du matériau avec un modèle moins phénoménologique a été entreprise. Elle permet d'avoir un caractère plus générique avec un nombre de paramètres inférieurs aux modèles phénoménologiques en considérant les hétérogénéités du matériau. Elle ouvre la voie à l'utilisation de modèle de comportement prenant en compte des phénomènes physiques au sein d'un modèle éléments finis sur une opération de formage.



# Table des matières

Résumé	i
Table des matières	iii
Introduction générale	1
<b>1 Contexte de l'étude et état de l'art</b>	<b>5</b>
1.1 Contexte de l'étude . . . . .	5
1.1.1 Partenaires et enjeux du projet . . . . .	5
1.1.2 Procédé de formage incrémental étudié . . . . .	8
1.2 Les procédés de formage incrémental . . . . .	9
1.2.1 Le repoussage . . . . .	10
1.2.2 Le fluotournage . . . . .	11
1.2.2.1 Le fluotournage conique . . . . .	11
1.2.2.2 Le fluotournage cylindrique . . . . .	12
1.3 Simulation numérique des procédés de formage incrémental . . . . .	13
1.3.1 Modélisations bidimensionnelles axisymétriques . . . . .	13
1.3.2 Modélisations tridimensionnelles . . . . .	15
1.4 Synthèse de l'étude bibliographique sur les procédés incrémentaux . . . . .	17
1.5 Difficultés liées à la modélisation d'un procédé de formage incrémental . . . . .	18
1.5.1 Gestion du contact . . . . .	19
1.5.2 Gestion du maillage . . . . .	20
1.5.3 Cinématique : outil flottant et outil tournant . . . . .	23
1.5.4 Synthèse sur les difficultés liées à la modélisation numérique d'un procédé de formage incrémental . . . . .	24
1.6 Choix du code Éléments Finis . . . . .	24
1.7 Conclusion . . . . .	26
<b>2 Caractérisation et modélisation du comportement du matériau</b>	<b>29</b>
2.1 Matériau étudié . . . . .	30
2.2 Essai de traction uniaxiale . . . . .	30

2.2.1	Protocole expérimental . . . . .	31
2.2.1.1	Méthode de Bridgman . . . . .	32
2.2.1.2	Détermination des champs de déplacements . . . . .	33
2.2.2	Dispositif expérimental . . . . .	33
2.2.3	Application de la méthode de Bridgman-Leroy . . . . .	36
2.2.4	Résultats expérimentaux . . . . .	37
2.2.4.1	Analyse de la courbe contrainte-déformation . . . . .	37
2.2.4.2	Influence de la vitesse de déformation . . . . .	38
2.2.4.3	Influence de la direction de laminage . . . . .	39
2.3	Essai de cisaillement . . . . .	40
2.3.1	Principe de l'essai de cisaillement . . . . .	40
2.3.2	Dispositif expérimental . . . . .	41
2.3.3	Résultats expérimentaux . . . . .	43
2.4	Vers une modélisation du comportement du matériau . . . . .	44
2.5	Modélisation du comportement du matériau . . . . .	44
2.5.1	Comportement élastique . . . . .	45
2.5.2	Comportement plastique . . . . .	46
2.5.2.1	Critère de plasticité . . . . .	47
2.5.2.2	Écrouissage et écoulement plastique . . . . .	48
2.5.3	Choix du modèle de comportement . . . . .	50
2.6	Identification des paramètres du modèle de comportement du matériau . . . . .	50
2.6.1	Identification des paramètres du modèle élastique . . . . .	50
2.6.2	Loi d'écrouissage utilisée dans le modèle éléments finis . . . . .	51
2.6.3	Identification des paramètres de la loi d'écrouissage isotrope et cinématique . . . . .	52
2.6.3.1	Procédure d'identification par analyse inverse . . . . .	53
2.6.3.2	Modèle numérique de l'essai de cisaillement . . . . .	55
2.6.3.3	Résultats de l'identification inverse . . . . .	56
2.7	Conclusion et synthèse . . . . .	57
<b>3</b>	<b>Modélisation du procédé de formage incrémental étudié</b>	<b>59</b>
3.1	Étude d'une pièce de référence . . . . .	60
3.1.1	Modèle éléments finis, conditions aux limites et maillage . . . . .	60
3.1.2	Schéma de résolution du problème éléments finis . . . . .	62
3.2	Essais sur le procédé étudié . . . . .	63
3.3	Confrontation modèle éléments finis - expérience . . . . .	65
3.4	Modèle bidimensionnel axisymétrique . . . . .	69
3.4.1	Description du modèle éléments finis . . . . .	69

3.4.2	Comparaison modèle bidimensionnel axisymétrique - modèle tridimensionnel . . . . .	70
3.5	Conclusion sur la modélisation du procédé de formage incrémental . . . . .	75
3.6	Étude de cas industriel . . . . .	76
3.6.1	Essais de mise en forme pour l'étude de cas industriel . . . . .	77
3.6.2	Confrontation modèle éléments finis - expérience . . . . .	79
3.6.3	Conclusion de l'étude de cas industriel . . . . .	82
3.7	Conclusion . . . . .	82
<b>4</b>	<b>Choix du modèle de comportement dans la modélisation du procédé</b>	<b>85</b>
4.1	Modélisation phénoménologique du comportement du matériau . . . . .	86
4.1.1	Identification des paramètres de la courbe de référence plastique . . . . .	88
4.1.2	Détermination des coefficients d'anisotropie . . . . .	89
4.1.3	Identification des paramètres d'érouissage isotrope à partir des résultats des essais de traction et de cisaillement . . . . .	89
4.1.4	Synthèse des différents jeux de paramètres identifiés . . . . .	91
4.2	Modélisation du procédé avec les différents paramètres de modèle de comportement . . . . .	92
4.2.1	Influence du critère de plasticité . . . . .	92
4.2.2	Influence du type d'érouissage . . . . .	95
4.2.3	Confrontation modèles éléments finis - expérience . . . . .	99
4.2.4	Synthèse sur le choix du jeux de paramètres du modèle de comportement phénoménologique . . . . .	100
4.3	Nouvelle approche pour modéliser le comportement des matériaux . . . . .	102
4.3.1	Méthode d'identification des paramètres du comportement local du matériau . . . . .	102
4.3.2	Détermination des distributions . . . . .	104
4.3.3	Intérêt de la méthode . . . . .	106
4.3.4	Démarche expérimentale et numérique . . . . .	107
4.3.5	Modélisation numérique des essais de traction . . . . .	109
4.3.6	Première étape : identification des paramètres d'anisotropie locaux . . . . .	110
4.3.7	Seconde étape : identification des paramètres du comportement local . . . . .	114
4.3.8	Conclusion sur la démarche et les résultats d'identification des paramètres locaux . . . . .	116
4.3.9	Application de la méthode au DC03 . . . . .	116
4.3.9.1	Modélisation numérique de l'essai de cisaillement cyclique . . . . .	117
4.3.9.2	Identification des paramètres du comportement local à partir d'un essai de cisaillement cyclique . . . . .	117



4.3.10 Limites de la modélisation du comportement distribuée . . . . .	119
4.4 Conclusion . . . . .	120
<b>Conclusion générale et perspectives</b>	<b>123</b>
Conclusion générale . . . . .	123
Perspectives . . . . .	125
<b>A Description de l'essai de traction uniaxiale</b>	<b>127</b>
<b>B Étude de sensibilité du modèle éléments finis du procédé de formage     incrémental</b>	<b>129</b>
<b>C Étude de sensibilité du modèle éléments finis de l'essai de traction</b>	<b>141</b>
<b>Glossaire</b>	<b>148</b>
<b>Liste des figures</b>	<b>149</b>
<b>Liste des tableaux</b>	<b>157</b>
<b>Bibliographie</b>	<b>159</b>

# Introduction générale

Confrontés aux contraintes économiques actuelles, les industriels recherchent et développent des procédés de production qui permettent de produire de façon *a priori* moins coûteuse des pièces aux caractéristiques mécaniques et géométriques toujours améliorées. Pour améliorer les performances des pièces, les industriels sont conduits à développer des procédés qui imposent des sollicitations thermomécaniques toujours plus poussées sur une matière la plus économique possible. C'est aussi le cas de ceux réalisant des pièces obtenues par déformation plastique de tôles minces. Ainsi, des outillages aux géométries élaborées imposent à des vitesses toujours plus élevées, des trajets de déformations de plus en plus complexes et variés à la matière. Pour que le matériau puisse être déformé sans atteindre le phénomène de striction, la température de la pièce peut être augmentée. Pour parvenir à la mise au point de ces procédés complexes, les industriels recourent de plus en plus fréquemment à des outils de simulation numérique. Ceux-ci permettent de virtualiser l'opération de mise en forme et de procéder par la suite à son optimisation pour obtenir d'emblée des pièces à la géométrie désirée.

La simulation numérique des procédés de mise en forme prend donc une place de plus en plus importante dans l'industrie. Les objectifs sont (*i*) de limiter les coûts de production en remplaçant les campagnes d'essais traditionnelles par des simulations numériques réalistes et prédictives, (*ii*) d'améliorer la qualité des produits réalisés en définissant les jeux de paramètres optimaux pour le procédé, (*iii*) de mieux maîtriser le procédé, la simulation numérique permettant d'avoir accès directement aux différents champs de variables, accessibles ou non à la mesure, en tout point de la matière.

La simulation numérique est moins bien maîtrisée pour des procédés mettant en jeu de très grandes déformations, des trajets de chargement complexes, ou des déformations très localisées (usinage, mise en forme à grande vitesse, procédés incrémentaux, *etc.*). Dans ce cas, la mise en œuvre de modèles numériques pour ces procédés devient délicate. Ce sont actuellement ces procédés qui sont pourvoyeurs de verrous scientifiques pour le mécanicien.

C'est la raison d'être du projet DÉFI qui rassemble des partenaires académiques et industriels. Ainsi, le laboratoire SYMME (SYstème et Matériaux pour la MÉcatronique), le CTDEC

(Centre Technique de l'industrie du DÉColletage), la société NTN-SNR (fabricant de roulements) et la société M2O (fabricant de machines spéciales) se sont regroupés afin d'industrialiser la réalisation de bagues par formage incrémental. L'intérêt de ces procédés est qu'ils permettent de produire des pièces sans faire de copeaux. Ainsi, ils améliorent le rapport matière utile/matière inutile qui compte tenu de l'augmentation permanente des prix de la matière première se doit d'être le plus grand possible. Une autre raison renforce l'intérêt pour ce procédé : la déformation localisée induit, à l'instar du galetage, un écrouissage superficiel du matériau et des contraintes résiduelles de surface qui améliorent les propriétés mécaniques du produit comme par exemple la dureté superficielle ou encore la tenue à la fatigue. Le procédé par formage incrémental entre dans la catégorie des procédés délicats à traiter par simulation numérique. La partie mise au point du procédé est confiée au laboratoire. Deux thèses ont été mises en place pour opérer la modélisation du processus. Les méthodes de caractérisation et la modélisation du matériau dans ses conditions d'emploi sont l'objet d'une première thèse.

L'objectif de cette seconde thèse est d'appréhender le procédé de mise en forme par formage incrémental par le biais d'une simulation numérique, dans un contexte industriel. Le but est de proposer *in fine* une modélisation d'un procédé de formage incrémental qui réponde à plusieurs enjeux. Le premier est d'améliorer la modélisation des procédés de formage incrémental. Le second est d'atteindre le meilleur rapport qualité/coût-délaï afin de prédire le profil de pièce. Les pièces doivent être produites avec une précision dimensionnelle compatible avec un usage en tant que pièces de mécanisme. La qualité du modèle numérique se mesure en fonction de sa qualité à prédire le profil expérimental avec une précision de l'ordre du centième de millimètre.

Résoudre un problème de mécanique avec un outil numérique qui s'appuie sur la technique des éléments finis consiste à trouver une représentation satisfaisante du phénomène en adoptant une discrétisation de la pièce compatible avec les délais d'industrialisation. Cet objectif est difficile à atteindre dans un contexte industriel où les temps de calcul ne doivent pas excéder les temps de mise en production. Cela peut être encore plus compliqué si l'on envisage une rétroaction directe sur le procédé. On a alors des calculs qui doivent s'effectuer en temps réel et la simulation doit permettre, en fonction de changements mesurés sur le procédé (changement de caractéristiques du matériau par exemple) de modifier de façon adéquate les paramètres de mise en œuvre. Tout l'enjeu est alors d'obtenir une simulation qui fournisse des résultats de qualité acceptable du point de vue industriel tout en respectant les limites de temps imposées.

Cette thèse est structurée en quatre chapitres.

Le chapitre 1 présente le contexte de l'étude et les procédés incrémentaux se rapprochant le

plus du procédé étudié ainsi que les difficultés qui leur sont associées pour les simuler numériquement. Une revue est réalisée afin que chaque difficulté soit appréhendée séparément. Un comparatif de quatre codes de calculs par Éléments Finis est réalisé afin de choisir le code le plus à même de modéliser ce type de procédé.

Le chapitre 2 est dédié à la caractérisation et la modélisation du comportement mécanique du matériau utilisé lors de la mise en forme. Les sollicitations imposées au matériau lors de la caractérisation expérimentale doivent alors se rapprocher de celles qui sont imposées lors du processus de mise en forme. Il s'agit de prendre en compte les vitesses de déformation élevées et les chargements cycliques qui se produisent sous le galet. Ce chapitre est divisé en deux parties. La première partie porte sur la procédure expérimentale utilisée pour la réalisation d'essais mécaniques. Cette procédure s'appuie sur différents essais. La sensibilité du comportement du matériau à la vitesse de déformation et l'anisotropie est évaluée par des essais de traction uniaxiale. L'effet Bauschinger est mis en évidence par des essais de cisaillement. La seconde partie porte sur la modélisation du comportement du matériau et l'identification de ses paramètres.

Le chapitre 3 porte sur la simulation numérique du procédé de formage incrémental. Ce chapitre est divisé en deux parties. La première partie vise à déterminer les aspects critiques de la modélisation de ces procédés. Cette dernière est tout d'abord restreinte alors à un cas simple sur une pièce de référence. Une étude de sensibilité permet de définir les paramètres inhérents au modèle éléments finis : nombre et type d'éléments, coefficient de frottement, *etc.* Un modèle tridimensionnel de ce cas simple est construit en s'appuyant sur les conclusions de cette étude. Il intègre la loi de comportement issue du chapitre 2. Les résultats expérimentaux et ceux issus de la simulation tridimensionnelle sont comparés et discutés. Afin d'obtenir une bonne approximation du profil de la pièce formée pour un temps de calcul faible, un modèle bidimensionnel axisymétrique est développé. Les résultats des simulations numériques de ce modèle sont comparés à ceux issus du modèle tridimensionnel. Tirant partie de toutes les études précédentes, un dernier modèle éléments finis est construit pour simuler le cas industriel qui intègre l'étirage du matériau. Les résultats numériques et expérimentaux sont finalement confrontés et discutés.

Le chapitre 4 porte sur le choix du modèle de comportement pour modéliser les procédés incrémentaux. Il est composé de deux parties. La première partie porte sur le choix du modèle de comportement phénoménologique. En effet, pour analyser le comportement d'un même matériau, plusieurs essais peuvent être réalisés : essais de traction, de cisaillement, *etc.* Cependant, en fonction des essais choisis pour réaliser l'identification du modèle, des jeux de paramètres différents sont identifiés. Ainsi, il est possible de déterminer différents couples de modèles et de base d'identification pour décrire une même situation. C'est pourquoi, un même cas est décrit par simulation éléments finis en utilisant quatre modèles différents identifiés

avec des bases expérimentales différentes. Il s'agit de déterminer quel modèle de comportement permet de restituer le plus fidèlement possible le cas étudié. Ce travail met en évidence les limites des modélisations phénoménologiques. Une nouvelle modélisation du comportement du matériau est alors proposée. Elle est l'objet de la seconde partie du chapitre. Elle est moins phénoménologique et intègre des aspects plus physiques liés au comportement du matériau. Elle consiste à prendre en compte les hétérogénéités du matériau. L'idée de considérer les hétérogénéités du matériau dans les lois de comportement est relativement nouvelle. Elle découle de travaux de simulation numérique en dynamiques de dislocations discrètes mettant en évidence le caractère distribué des contraintes internes. L'exploitation de ce concept est possible avec les éléments finis en introduisant une loi de comportement différente par élément. Des développements ont déjà été menés mais ils concernent les matériaux isotropes sur un modèle bidimensionnel. Une méthode est proposée pour prendre en compte l'anisotropie dans ce type de modélisation. L'étude de cette approche porte sur un matériau fortement anisotrope afin de valider la méthode d'identification de la modélisation du comportement. La méthode est ensuite appliquée sur le matériau étudié.

Enfin, une conclusion générale est présentée et les perspectives de ce travail sont envisagées.

# Chapitre 1

## Contexte de l'étude et état de l'art

Dans ce chapitre, le contexte de l'étude est tout d'abord présenté. Les difficultés liées à la modélisation numérique par la méthode des éléments finis des procédés incrémentaux sont ensuite recensées en s'appuyant sur une revue bibliographique. Cette revue porte plus particulièrement sur le repoussage, sur le fluotournage conique et cylindrique. En effet, ces procédés se rapprochent le plus du procédé étudié. La pièce est déformée de manière incrémentale au moyen d'un galet sur une matrice de forme. Afin d'appréhender le problème, chaque difficulté identifiée est abordée séparément :

- la première est la gestion du contact quasi ponctuel entre la pièce et le galet,
- la seconde difficulté est de trouver un maillage permettant de prédire précisément les déformations sous la galet,
- la troisième est la cinématique spécifique des procédés incrémentaux.

Enfin, un comparatif des logiciels de calculs par la méthode des éléments finis est réalisé afin d'effectuer un choix en vue de la simulation numérique.

### 1.1 Contexte de l'étude

#### 1.1.1 Partenaires et enjeux du projet

Le projet DÉFI (DÉcolleter par Formage Innovant) vise à développer un nouveau procédé de formage incrémental. Ce procédé est voisin des techniques de repoussage, fluotournage et déformation sans enlèvement de matière. Il est développé dans le but de fabriquer des pièces de révolution creuses en acier. Le *consortium* mis en place pour mener à bien ce projet rassemble le laboratoire SYMME, le Centre Technique de l'industrie du DÉColletage (CTDEC) et deux partenaires industriels : les sociétés NTN-SNR (leader du projet) et M2O (fabricant de machines spéciales). La durée du projet est de 36 mois. La figure 1.1.1 présente les différents acteurs et leurs implications dans le projet. Le projet implique des échanges

entre les différents partenaires. Ainsi, afin de valider la modélisation du procédé réalisée au laboratoire, il est nécessaire de mener des essais sur le procédé réel. Ces derniers ont été réalisés en partenariat avec la société NTN-SNR.

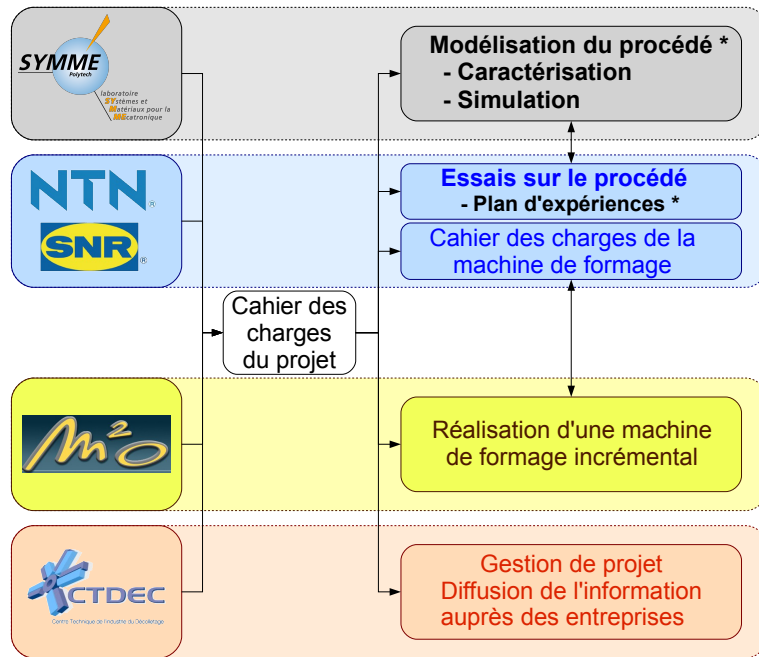


Fig. 1.1.1: Organigramme montrant le rôle de chacun des partenaires du projet. L'astérisque précise la contribution apportée par le présent travail de thèse.

L'étude du procédé choisi doit déboucher sur la mise au point de nouveaux modules de production soit autonomes, soit s'intégrant dans les machines de production actuelles. Ces techniques particulières de formage de pièces creuses consistent à repousser un flan de tôle à l'aide d'une molette ou d'un galet sur une matrice ou mandrin de forme particulière. Ce type de procédé ne génère pas de copeaux ni de polluant. Il a vocation à être une alternative technologique pertinente d'un point de vue économique et environnemental pour le développement et la fabrication de pièces de révolution creuses. De plus, lors du procédé, la déformation plastique induit l'érouissage du matériau et des contraintes résiduelles apparaissent. Ces contraintes améliorent les propriétés mécaniques du produit comme par exemple la dureté superficielle ou encore la tenue à la fatigue. Ce type de procédé fait partie de la famille des procédés de formage incrémental.

Le nouveau procédé vise ainsi à concurrencer l'emboutissage ou le décolletage. L'emboutissage est un procédé de production qui permet d'obtenir, à partir d'un feuillard de tôle, un objet dont la forme n'est pas développable. Le décolletage est un procédé de fabrication par enlèvement de matière de pièce de révolution par outil coupant. Selon la pièce, les pertes de matière première (chutes, copeaux, etc.) peuvent atteindre 70 % du poids engagé. De plus, elles doivent être acheminées en vue de leur retraitement et sont donc une moins-value sur

le prix de fabrication de la pièce. Cette dernière est d'autant plus importante que le prix de la matière première augmente. Les secteurs d'activités visés par le projet sont aussi bien le secteur automobile, ferroviaire ou éolien (figure 1.1.2).



Fig. 1.1.2: Secteurs d'activités visés par le projet.

Bien qu'il y ait des avantages à utiliser un procédé de formage incrémental, la mise au point des outils de production est longue et fastidieuse. En effet, une campagne d'essais est réalisée à chaque changement de lot matière ou changement de géométrie d'outillage. C'est dans le but d'appréhender la mise au point de ces procédés que leur modélisation doit être menée. Cependant, la modélisation des procédés incrémentaux n'est pas triviale. La figure 1.1.3 montre un comparatif des trois procédés susceptibles de produire la pièce : l'usinage, l'emboutissage et les procédés incrémentaux. La comparaison porte sur quatre points : le volume sollicité, la vitesse de déformation lors du procédé, la température et la cinématique outil. Plus la surface est grande et plus il est difficile de modéliser le procédé. La surface couverte par les procédés incrémentaux est plus importante que celles des deux autres procédés.

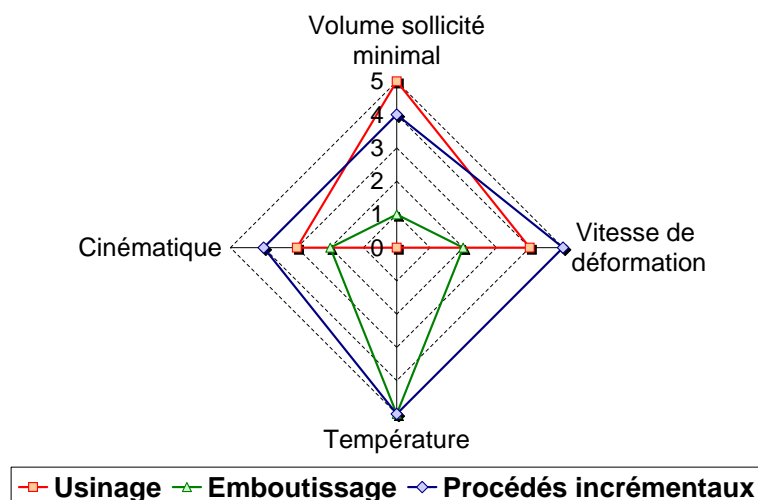


Fig. 1.1.3: Comparatif de l'usinage, de l'emboutissage et des procédés de formage incrémental.



La modélisation du procédé requiert la caractérisation et la modélisation du matériau. Dans un premier temps, afin de simplifier la modélisation du comportement du matériau, la mise en forme est donc réalisée à température ambiante. Ainsi, la caractérisation et la modélisation du matériau ne prend pas en compte la sensibilité à la température. Le matériau utilisé au cours du projet à température élevée, le C68, est de ce fait remplacé par un acier faiblement allié. En effet, le C68 se déforme difficilement à froid, contrairement à un acier faiblement allié.

### 1.1.2 Procédé de formage incrémental étudié

La figure 1.1.4 présente le procédé de mise en forme étudié. Une bande de métal est découpée dans une bobine. Cette bande est ensuite roulée puis soudée<sup>1</sup> afin de constituer une virole. L'étape 4 illustre la phase de mise en forme sur laquelle se concentre ce travail de thèse. Elle est réalisée à température ambiante au moyen d'un outillage principalement constitué d'une matrice de forme et d'un galet.

Concernant la cinématique, il convient de distinguer :

- la matrice montée dans les mors d'un tour et donc soumise à un mouvement de rotation à vitesse constante  $\omega$ ,
- le galet venant déformer la pièce, animé d'un mouvement à vitesse constante  $v$ . Le galet est incliné d'un angle  $\alpha$  par rapport à l'axe de la matrice.

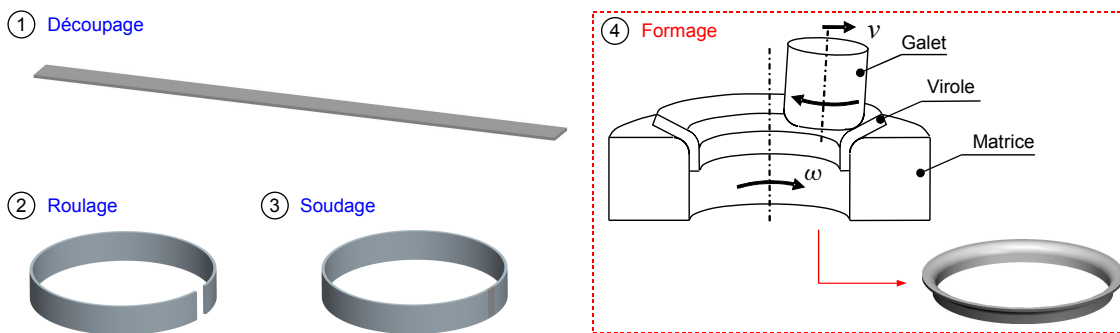


Fig. 1.1.4: Illustration des différentes étapes mises en œuvre au cours du procédé jusqu'à la mise en forme de la virole acier au moyen d'une matrice de forme et d'un galet cylindrique.

La figure 1.1.5 présente la virole à l'état initial puis à l'issue de la déformation. On désigne par  $e$  l'épaisseur de la virole,  $l$  sa largeur et  $D$  son diamètre.

Les pièces produites par le procédé peuvent avoir des dimensions variées. Afin de réaliser ces pièces, la plage de valeurs des paramètres du procédé doit être étendue. Le tableau 1.1 donne les valeurs des bornes inférieures et supérieures des paramètres du procédé de formage

1. Le soudage est réalisé par étincelage sans ajout de matière.

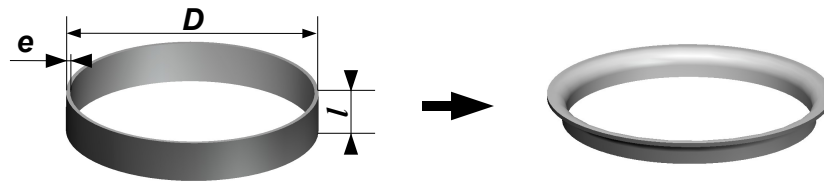


Fig. 1.1.5: Virole avant et après déformation.

incrémental et des dimensions de la virole pouvant être produite sur la machine développée par M2O.

Paramètres	Bornes inférieures	Bornes supérieures
$N$ (tour/min)	500	1500
$v$ (mm/s)	3	20
$\alpha$ (°)	4	45
$l$ (mm)	10	100
$e$ (mm)	1	10
$D$ (mm)	40	700

Tab. 1.1: Bornes inférieures et supérieures des paramètres du procédé de formage incrémental et des dimensions de la virole.

## 1.2 Les procédés de formage incrémental

Les procédés de formage incrémental étaient déjà employés au début du siècle dernier pour déformer des pièces sans produire de copeaux. Cependant, avec les années, le recours à ces types de procédés a diminué au profit de l'emboutissage ou du forgeage. Depuis 15 ans, ces procédés sont de plus en plus utilisés pour plusieurs raisons. La première est la recherche par les industriels d'un meilleur prix de revient. En effet, ces procédés présentent l'avantage d'utiliser moins de matière première car ils ne font pas de copeaux et donc font tendre le rapport matière inutile/matière utile vers zéro. La seconde est l'utilisation d'une puissance instantanée plus faible pour déformer une pièce. Durant le procédé, une zone de déformation plastique se crée sous le galet. La puissance instantanée requise pour déformer la pièce est moindre comparée à celle nécessaire pour une opération d'emboutissage [Wong 03]. De plus, le coût du mandrin de forme obtenu par tournage est moins onéreux qu'une matrice d'emboutissage en deux parties qui doivent être usinées dans la masse. Les outillages de ce type de procédé sont donc plus simples que ceux utilisés pour l'emboutissage.

L'étude bibliographique présentée dans ce chapitre porte plus particulièrement sur le repoussage (*spinning*), sur le fluotournage conique (*shear forming*) et cylindrique (*cylindrical flow forming*). La figure 1.2.1 présente respectivement les trois types de procédés précités et montre leurs principales différences : dénomination, flan initial et épaisseur finale de la pièce.

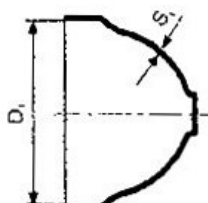
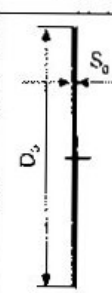
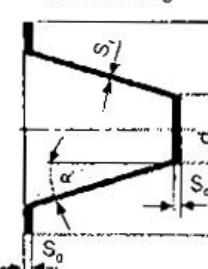
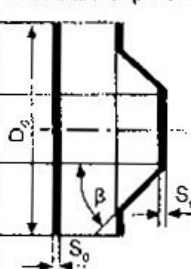
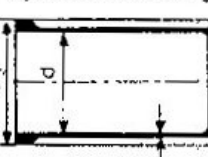
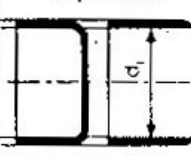
Standard	Process	Starting blank	Wall thickness
Compression forming DIN 8582 Tension forming DIN 8584, T4	Spinning 	 Disc blank $D_0 > D_1$	Approx. constant: $S_1 = S_0$
Flow forming DIN 8582 Spinning DIN 8583 T2	Shear forming 	Disc blank or preform 	In the base: $S_1 = S_0$ In the worked area: $S_1 = S_0 \frac{\sin \alpha}{\sin \beta}$
	Cylindrical flow forming 	Cup or bush 	In the worked area $S_1 = \frac{1}{2} (D_1 - d)$

Fig. 1.2.1: Repoussage, fluotournage conique et cylindrique d'après [Runge 94].

### 1.2.1 Le repoussage

Le repoussage est un procédé lors duquel le diamètre initial de la pièce est réduit afin de faire épouser la forme intérieure de la pièce à celle d'un mandrin de forme. Cette opération de formage incrémental est réalisée au moyen d'une molette, en une ou plusieurs passes. Elle est effectuée sans changement d'épaisseur sur un tour. Jusqu'au milieu des années 1970, le repoussage est resté une opération confiée à des tourneurs expérimentés. Ces derniers utilisent des outils à main de formes diverses : brunissoirs, cuillères, lissoirs, crochets, pinces à border, *etc.* Ces outillages sont hérités des tours à repousser employés au Moyen-Age pour fabriquer des pots en étain. Puis, les tours ont évolué progressivement jusqu'à l'apparition des premières machines à commande numérique dès 1968. Situé entre le martelage en chaudronnerie pour des pièces unitaires et l'emboutissage qui vise les grandes séries, ce procédé permet d'obtenir des pièces creuses à symétrie axiale essentiellement en aluminium [Desbordes 99].

Le repoussage conventionnel est effectué avec un ou plusieurs galets. Le choix du nombre de galets est fonction de l'épaisseur de la pièce ou de la résistance du matériau. Plus l'épaisseur ou la résistance est élevée, plus le nombre de galets augmente ceci afin de diminuer l'effort sur chaque outil et de répartir les efforts sur la pièce. La déformation plastique a lieu sous

le galet. En effet, la figure 1.2.2 montre les contraintes radiales de tension et les contraintes tangentielles de compression générées par le galet. Les contraintes de tension ont tendance à amincir la pièce. Cet amincissement est compensé par un effet d'épaississement dû aux contraintes de compression [Verdier 98, Houillon 09].

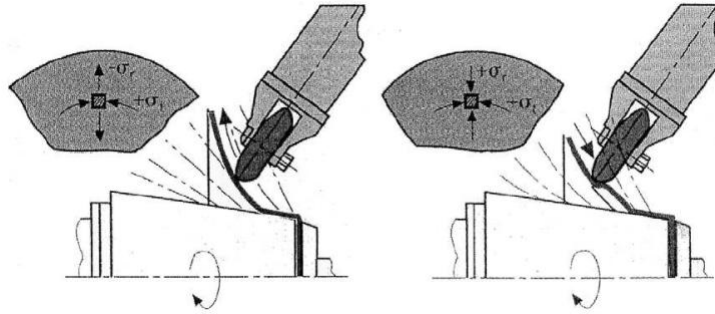


Fig. 1.2.2: Contraintes radiales de tension et tangentielles de compression générées lors de la mise en forme par repoussage d'après [Runge 94].

Au fil du temps, avec le développement des tours à commande numérique et l'augmentation de la puissance des machines, le repoussage a évolué vers un autre procédé de formage incrémental, le fluotournage.

## 1.2.2 Le fluotournage

Le fluotournage est un procédé par lequel une tôle ou une pièce de révolution, pouvant être préformée, est fixée sur un mandrin en rotation et où un ou plusieurs galets viennent faire épouser la forme intérieure de la pièce sur un mandrin de forme. La pièce déformée est d'épaisseur faible c'est-à-dire que cette dernière est petite par rapport aux autres dimensions. La principale différence avec le repoussage est qu'il engendre la réduction de l'épaisseur de la pièce mise en forme. Il existe deux types de fluotournages différenciés par le procédé lui-même et par la forme finale de la pièce. Dans les deux cas, l'épaisseur finale est déterminée par l'espace entre le mandrin et le galet. Ce dernier est soit piloté par une loi dans le cas du fluotournage conique, soit libre et peut donc varier dans le cas du fluotournage cylindrique [Vergès 83]. C'est pourquoi les deux procédés sont définis séparément.

### 1.2.2.1 Le fluotournage conique

Le fluotournage conique (*shear spinning* ou encore *power spinning* en anglais) a été utilisé pour la première fois en Suède. Les machines utilisées en fluotournage conique sont quasiment similaires à celles utilisées en repoussage, cependant des forces plus importantes doivent être mises en jeu afin de réduire significativement l'épaisseur de la pièce [Wong 03]. L'inclinaison

de l'angle du mandrin détermine son épaisseur finale. Cette réduction d'épaisseur suit une loi sinus :

$$S_f = S_i \sin(\beta) \tag{1.1}$$

avec  $S_f$  l'épaisseur finale,  $S_i$  l'épaisseur initiale et  $\beta$  l'angle d'inclinaison du mandrin (figure 1.2.3 (a)).

Suite à l'application du galet en mouvement le long d'un mandrin de forme conique, l'épaisseur initiale  $S_i$  se réduit pour atteindre l'épaisseur  $S_f$ . Le mode de déformation, le cisaillement, impliqué majoritairement pour former la pièce est à l'origine du nom utilisé en anglais pour désigner le procédé « *shear forming* », littéralement formage par cisaillement. Kalpakcioglu [Kalpakcioglu 61] a démontré expérimentalement par la technique du quadrillage qu'un point de matière reste pendant et après le procédé à une même distance radiale de l'axe de symétrie. Cela signifie que pendant le fluotournage conique, la matière est déplacée suivant un axe parallèle à l'axe de rotation du mandrin. La figure 1.2.3 (b) présente schématiquement comment les déformations s'effectuent pendant le procédé.

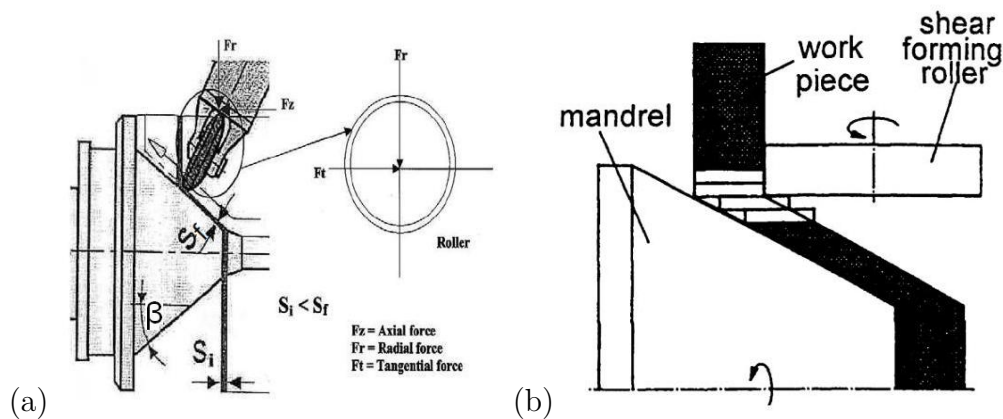


Fig. 1.2.3: Schéma du fluotournage conique montrant : (a) les outillages et l'épaisseur initiale et finale et (b) comment se déforme le flanc d'après [Runge 97].

### 1.2.2.2 Le fluotournage cylindrique

Deux types de fluotournages cylindriques existent : le fluotournage inverse et le fluotournage direct (respectivement *backward spinning* et *forward spinning* en anglais). La figure 1.2.4 issue de [Gur 82], présente les deux procédés et leurs différences. Ils se distinguent respectivement par un écoulement de matière contraire au sens d'avance du galet et un écoulement dans le même sens que l'avance du galet [Kalpakjian 82].

Même si le fluotournage conique et le fluotournage cylindrique ont la même désignation, ces deux procédés sont différents. Dans le cas du fluotournage conique, un flanc de tôle est déformé

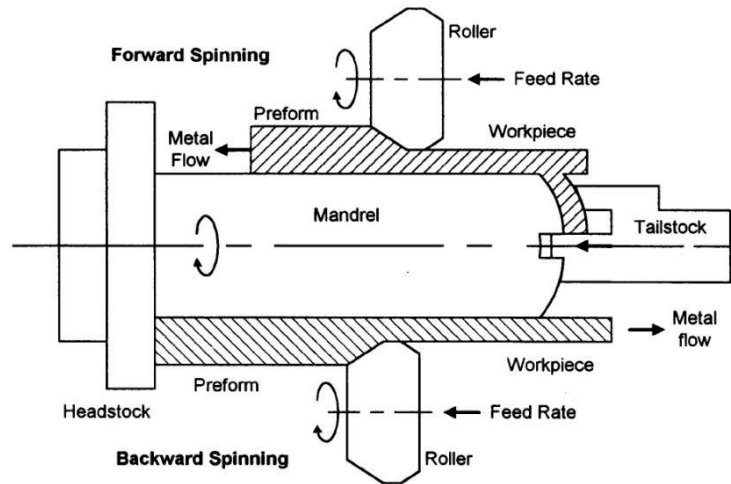


Fig. 1.2.4: Fluotournage cylindrique direct et indirect.

pour obtenir une pièce de forme conique et le mode de déformation est majoritairement du cisaillement. Dans le cas du fluotournage cylindrique, l'épaisseur d'un tube est réduite. De ce fait, les déformations et les trajets de chargements sont compliqués [Kezhi 98]. Ces deux procédés sont donc différents. En pratique, cela se traduit par un protocole expérimental distincts afin d'être en adéquation avec les déformations du procédé étudié.

## 1.3 Simulation numérique des procédés de formage incrémental

Le procédé étudié se positionne entre le fluotournage et le repoussage. En effet, comme en fluotournage, la pièce est formée en une seule passe et son épaisseur finale peut varier ou être déterminée par la distance entre le galet et la matrice. Cependant, la matrice peut avoir une forme complexe et la cinématique outil s'apparente au repoussage. C'est pourquoi une revue portant sur la simulation de ces types de procédés est menée. Elle se décompose en deux parties :

- la modélisation éléments finis bidimensionnelle axisymétrique,
- la modélisation éléments finis tridimensionnelle.

### 1.3.1 Modélisations bidimensionnelles axisymétriques

Le premier modèle numérique du repoussage a été développé par Alberti *et al.* en 1989 [Alberti 89]. Il s'agit d'un modèle axisymétrique dans lequel le galet est modélisé comme un anneau au diamètre grossissant et pour lequel l'hypothèse de déformation axisymétrique est faite. Cette hypothèse est fondée sur le fait que le ratio entre l'avance du galet par rapport à la vitesse de rotation de la pièce à déformer est faible, inférieure à 1 *mm/tour*.

Cette première étude a démontré qu'il est possible de prédire la géométrie finale de la pièce et les contraintes générées pendant le procédé. Cependant, aucune validation des résultats numériques n'a été réalisée avec des données expérimentales. En 2002, une étude similaire a été menée par Liu *et al.* [Liu 02]. La figure 1.3.1 (a) présente un schéma du modèle éléments finis. Dans cet article un modèle axisymétrique a été développé et les effets de différentes trajectoires du galet sur les déformations et les contraintes en fluotournage ont été étudiés. Une étude équivalente a été menée par Moria et Nanaka en 2005 [Moria 05]. Dans cet article, un modèle axisymétrique a aussi été développé mais des améliorations ont été apportées. En effet, en fluotournage conique, la pièce subit des déformations de cisaillement selon la direction circonférentielle. Elles sont dues à la déformation locale engendrée par la forme du galet. Cependant, le modèle bidimensionnel ne la représente pas correctement. Pour en tenir compte, du cisaillement selon la direction circonférentielle a été introduit artificiellement en approximant la vitesse de déformation par les relations suivantes :

$$\dot{\gamma}_{r\theta} = \frac{v_r}{L_\theta} \quad (1.2)$$

$$\dot{\gamma}_{\theta z} = \frac{v_z}{L_\theta} \quad (1.3)$$

où  $v_r$  est la vitesse radiale,  $L_\theta$  est la longueur en contact entre le galet et la pièce et  $v_z$  est la vitesse axiale (figure 1.3.1 (b)).

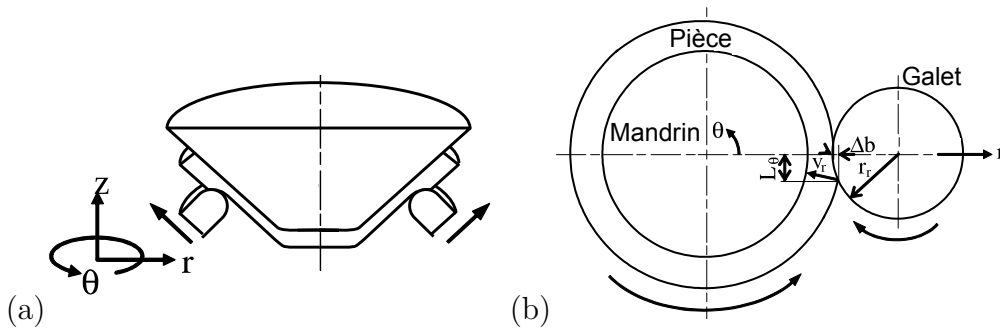


Fig. 1.3.1: (a) Représentation tridimensionnelle du modèle bidimensionnel axisymétrique du fluotournage conique où le galet est modélisé comme un anneau au diamètre grossissant. (b) Mise en évidence des différents paramètres nécessaires à la prise en compte du cisaillement selon la direction circonférentielle introduite dans le modèle bidimensionnel.

L'introduction de ce cisaillement a comme effet d'améliorer la prédiction d'une part du bourrelet devant le galet et d'autre part de la rupture de la pièce pour le fluotournage conique. Un an plus tard, ces résultats sont comparés avec des données expérimentales par Mori *et al.* [Mori 09]. Une prédiction qualitative du profil de la pièce déformée est obtenue.

Les temps de calculs des modèles bidimensionnels axisymétriques ont l'avantage d'être moins longs que ceux impliqués par les modèles éléments finis tridimensionnels. En effet, le temps de

calculs est réduit à quelques minutes voire quelques secondes contre des heures voire des jours pour les modèles tridimensionnels. Cependant, les modèles bidimensionnels axisymétriques ne représentent pas correctement le procédé. La différence réside au niveau des conditions aux limites et plus particulièrement dans la description de la cinématique outil. En effet, dans le cas du procédé, la cinématique outil est tridimensionnelle si l'on se place dans un repère associé à la pièce. La pièce tourne suivant son axe de rotation et le galet à un mouvement de translation dans le plan. Par contre, pour les modèles axisymétriques, la rotation de la pièce ne peut être modélisée. De plus, aucun modèle bidimensionnel axisymétrique n'a pu prédire le profil, les contraintes ou l'effort sur l'outillage durant le procédé. Les différences observées entre les résultats des simulations et ceux des essais expérimentaux sont supérieures à 20 %.

### 1.3.2 Modélisations tridimensionnelles

Le premier modèle numérique tridimensionnel du repoussage, construit par Quigley *et al.* [Quigley 01], utilise un schéma d'intégration implicite. Dans ce modèle le coefficient de frottement est considéré égal à zéro entre le galet et la pièce à déformer. Afin de réduire le temps de calcul, deux solutions ont été mises en place : le remaillage adaptatif et la parallélisation. Le remaillage adaptatif permet d'avoir une taille de maille fine au niveau du contact et grossière sur le reste de la pièce, permettant ainsi de réduire le nombre total d'éléments. Les temps de calculs ont été comparés pour une simulation réalisée sur quatre processeurs et une simulation réalisée sur un processeur. Le temps de calcul a été divisé par 4. Une étude de la sensibilité de la simulation à la distance entre le galet et la matrice de forme a aussi été menée. Elle a montré qu'une variation faible de cette distance a un effet important sur les contraintes générées sous le galet. Les résultats du modèle numérique et ceux des essais menés sur le procédé réel sont proches. Cependant, les effets de taille et du type d'éléments n'ont pas été examinés. De plus, la comparaison est limitée à une partie de la première passe uniquement.

Les résultats de la simulation du fluotournage cylindrique présentés par Kemin *et al.* [Kemin 97] et Xu *et al.* [Xu 01] montrent la forte localisation de la déformation à proximité de la zone de contact avec les galets. Ils s'intéressent aussi aux vitesses de déformation élevées dans les zones autour du contact pouvant atteindre  $10 s^{-1}$ . Wong *et al.* [Wong 04] étudient l'influence de la géométrie du galet et ses effets sur la pièce, ils comparent aussi l'efficacité par rapport au temps de calcul des codes explicites et implicites. Ils mettent en évidence que le code explicite est une alternative au code implicite mais qu'il faut être prudent dans le choix des paramètres associés, notamment ceux qui permettent de diminuer les temps de calculs dans le code explicite : le mass scaling et l'augmentation artificielle des vitesses et déplacements. Dans le code explicite, l'incrément de temps est calculé à partir de la relation suivante :



$$\Delta t = \frac{L_e}{C_d} \quad (1.4)$$

où  $\Delta t$  représente l'incrément de temps,  $L_e$  la longueur la plus petite d'un élément du maillage et  $C_d$  la vitesse de propagation d'une onde. Cette vitesse est calculée avec la relation  $C_d = \sqrt{E/\rho}$ , où  $E$  est le module d'Young et  $\rho$  la masse volumique. Le mass scaling permet d'augmenter artificiellement la masse volumique. Cette augmentation a pour but d'augmenter l'incrément de temps et ainsi permet de diminuer les temps de calculs. Cependant, il faut vérifier que l'énergie cinétique ne dépasse pas 5 % de l'énergie interne dans le cas de problèmes quasi-statiques [Choi 02, Wang 04a, Wang 04b]. Lorsque l'énergie cinétique est trop importante, il en résulte une mauvaise prédiction géométrique. Cette dernière influence les déformations et les contraintes du modèle éléments finis. Elle peut aussi se voir sur la géométrie de la pièce déformée. La figure 1.3.2 illustre la modélisation par un modèle éléments finis d'une poutre en flexion trois points : (a) sans mass scaling et (b) avec un mass scaling de 100 [Olovsson 05]. Le modèle sans mass scaling prédit correctement la géométrie tandis qu'avec un mass scaling de 100, la géométrie n'est pas correctement représentée.

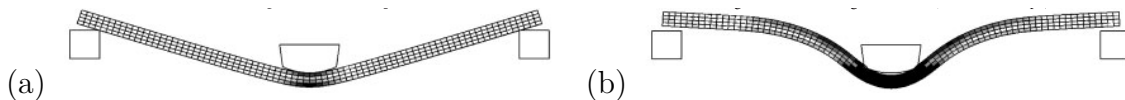


Fig. 1.3.2: Modélisation par éléments finis d'une poutre en flexion : (a) sans mass scaling et (b) avec un mass scaling de 100.

Les travaux récents de Hua *et al.* [Hua 05] et de Houillon [Houillon 09] présentent des modèles très proches du procédé étudié. La modélisation de Hua *et al.* prend en compte l'entraînement des galets en rotation par frottement avec la pièce et sa rotation par le mandrin. Les résultats numériques sont assez loin des mesures avec une erreur de l'ordre de 15 % et qui peut atteindre 50 %. De même, la modélisation de Houillon prend en compte la rotation libre des galets mais porte sur le tantale avec le logiciel FORGE. Elle utilise un remaillage adaptatif basé sur la méthode Arbitraire Lagrangienne/Eulérienne (ALE). Cependant, l'utilisation de cette méthode n'a pas permis de réduire le temps de calcul.

La modélisation d'une opération de fluotournage de Bai *et al.* [Bai 08] sur l'aluminium avec le logiciel ABAQUS est assez fidèle à la réalité. Elle prend en compte la rotation libre des galets et montre les points sensibles comme la gestion du maillage et le fait de devoir utiliser la méthode ALE et le mass scaling afin de réduire les temps de calculs. Ils calculent le retour élastique avec ABAQUS/STANDARD et déduisent :

- la distribution des contraintes dans la pièce,
- que les efforts du galet varient beaucoup au cours du procédé,
- que l'effort axial est plus grand que l'effort radial,

Les modèles utilisant un schéma d'intégration explicite sont généralement plus rapides que les modèles utilisant un schéma implicite. Cependant cette comparaison est faite uniquement pour des modèles étudiant les effets dynamiques du procédé comme la formation de fissures ou de plis. C'est le cas des deux modèles développés par Kleiner *et al.* (2002) [Kleiner 02] et Klimmek *et al.* (2003) [Klimmek 03] qui ont étudié la formation de plis et de fissures au cours du procédé de repoussage. Le premier modèle développé par Kleiner *et al.* avec le logiciel PamStamp donne des résultats corrects sur la première passe. Cependant aucune étude n'a été menée afin de tester la sensibilité du modèle éléments finis au type ou au nombre d'éléments. Le modèle développé par Klimmek *et al.* a été réalisé sur le logiciel LS-Dyna et permet une bonne prédiction de la géométrie des pièces avec les résultats des essais.

Par rapport aux modèles bidimensionnels axisymétriques, les modèles tridimensionnels reproduisent le procédé avec moins d'hypothèses restrictives et une meilleure représentation des conditions aux limites. Ils donnent donc de meilleurs résultats. Plusieurs de ces modèles ont été étudiés dans la littérature en faisant varier le type d'intégration, le modèle de comportement ou encore en faisant appel à un remailleur adaptatif. Chaque problème étant unique, il faut donc choisir le type d'intégration et le bon modèle de comportement en adéquation avec le type de déformation du procédé et de tester la sensibilité du modèle au type et/ou au nombre d'éléments.

## 1.4 Synthèse de l'étude bibliographique sur les procédés incrémentaux

Le contexte du projet et le procédé étudié étant définis, une étude bibliographique des procédés de déformation incrémentaux a été menée. Dans ce sens, les procédés de repoussage et de fluotournage ont été décrits. En effet, la figure 1.4.1 montre en quoi ces procédés se rapprochent du procédé étudié :

- faible contact,
- outil flottant,
- déformation d'une pièce de révolution,
- écrasement ou non de la matière définie par l'espace entre le galet et la matrice de forme.

De ce fait, les difficultés pour les modéliser sont proches. C'est pourquoi une revue a été menée sur la modélisation par éléments finis de ces procédés.

La simulation des procédés de formage incrémental a évolué, passant de modèles bidimensionnels axisymétriques, aux modèles tridimensionnels. Cette évolution a engendré l'augmentation du temps des calculs. Cependant, les modèles tridimensionnels ne donnent pas pour autant une prédiction correcte de la géométrie, des efforts ou encore des contraintes internes

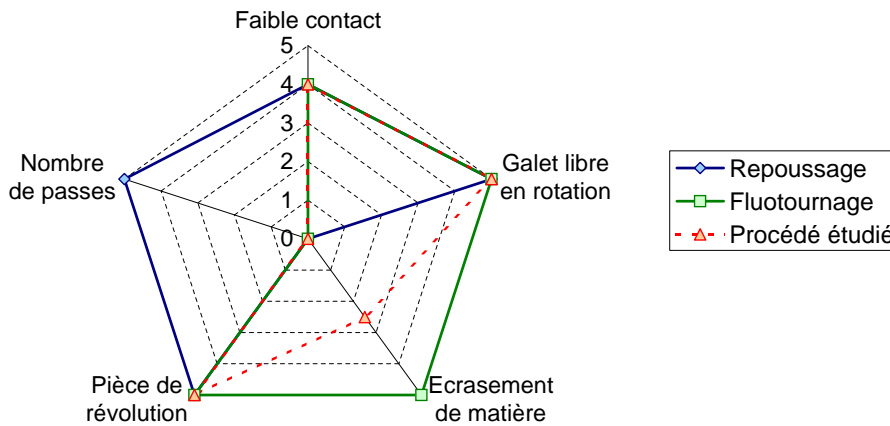


Fig. 1.4.1: Comparatif du repoussage, du fluotournage et du procédé étudié.

de la pièce déformée. En effet, lorsque les résultats des modèles sont comparés à ceux issus des essais sur le procédé, l'erreur observée varie entre 15 % et 50 %. De plus, les modèles de comportement utilisés sont simples et uniquement identifiés à partir d'essais de traction monotone. La précision des modèles tridimensionnels est irrémédiablement liée aux choix du bon schéma d'intégration, du type d'élément utilisé et de leur taille. La majorité des modèles éléments finis construits pour modéliser les procédés incrémentaux utilise :

- des éléments hexaédriques sauf si le code de calcul par éléments finis ne permet pas leur utilisation,
- de 4 à 6 éléments dans l'épaisseur,
- un schéma d'intégration implicite.

La simulation d'un procédé de formage incrémental de mise en forme entraîne plusieurs difficultés déjà identifiées par les études précédentes menées sur ces procédés proches de celui étudié. La première est la gestion du contact entre la pièce et le galet qui est quasi ponctuel. Ensuite, ce contact n'étant pas fixe dans le temps, il entraîne la seconde difficulté qui est de trouver le maillage *ad hoc*. Enfin, la rotation libre de l'outil (outil flottant), modélisée avec soit une cinématique reproduisant celle du procédé soit une cinématique avec un outil tournant, engendre la dernière difficulté : la gestion de la cinématique de l'outil à modéliser.

Chacune de ces difficultés est donc abordée afin d'appréhender au mieux le problème et de pouvoir modéliser de manière fiable le procédé étudié.

## 1.5 Difficultés liées à la modélisation d'un procédé de formage incrémental

Les difficultés identifiées par l'étude bibliographique sont analysées dans ce paragraphe. Il est composé de trois parties, chacune d'elle traitant d'une difficulté. Les pièces réalisées par

les procédés incrémentaux sont déformés par un galet. Ce dernier est libre en rotation sur son axe de révolution et engendre au cours du procédé un contact sur peu d'éléments et se déplaçant dans le temps. L'algorithme de contact doit donc être robuste afin de gérer à chaque instant les nœuds en contact et ceux qui ne le sont plus. La qualité des résultats est en partie due à la finesse du maillage. Cependant un maillage trop fin engendre des temps de calculs inutilement élevés et un maillage grossier donne une information erronée. Un maillage adapté doit donc être trouvé. Enfin, la cinématique spécifique tridimensionnelle de ces procédés doit être modélisée.

### 1.5.1 Gestion du contact

La gestion du contact est l'un des principaux problèmes rencontrés en simulation numérique et plus particulièrement dans la modélisation des procédés incrémentaux de type repoussage ou fluotournage où le contact est très localisé.

Par définition, il y a contact lorsque deux surfaces se touchent. Il en résulte des contraintes et des déformations. Il existe deux types de contact : le contact conforme et le contact non conforme. Ils se distinguent par la géométrie des deux surfaces. Le contact est dit conforme si les surfaces des deux corps rentrant en contact, avant déformation, sont similaires ou approchantes. Une bille de roulement dans son chemin de roulement est un exemple de contact conforme. Le contact est dit non-conforme lorsque les surfaces des deux corps ne sont pas similaires. Dans ce cas, les dimensions de la surface de contact sont faibles devant celles des surfaces des deux corps. Les efforts sont très localisés dans la région proche du contact et ne sont pas réellement influencés par la forme des surfaces des deux corps [Johnson 87]. L'étude se place dans la seconde configuration, c'est-à-dire un contact non-conforme.

Il existe plusieurs méthodes pour gérer le contact avec les techniques éléments finis : la méthode de pénalisation, la méthode du Lagrangien augmenté ou encore la méthode de Newton Généralisé. Parmi toutes ces méthodes, la méthode de pénalisation est l'une des plus utilisées dans la modélisation par éléments finis [Bourago 05]. C'est cette méthode qui est utilisée dans la modélisation des procédés incrémentaux [Wisselink 04, Bai 08] et aussi dans la simulation des procédés de formage [Maker 00].

Avec cette méthode, l'une des surfaces (surface maître) sert de frontière en contraignant le déplacement des nœuds de l'autre surface (surface esclave). Pour prévenir la pénétration des nœuds de la surface esclave au travers la surface maître, une force de pénalité proportionnelle à la pénétration est appliquée aux nœuds de la surface esclave. La direction de cette force est usuellement définie par la normale de la surface maître.

Comme dans toutes les méthodes pour gérer le contact, la méthode de pénalisation restitue seulement approximativement les effets des conditions de contact. En effet, la précision

de cette solution approchée dépend du paramètre de pénalité. Lorsque ce paramètre est choisi trop large, cela conduit à des problèmes numériques avec une perte de précision de la solution. S'il est trop petit, il en résulte que la pénétration d'un corps dans l'autre est surévaluée [Wang 97]. Cependant l'efficacité de cette méthode pour traiter les problèmes de contact avec frottement a été confirmée par Shimizu [Shimizu 95].

Le contact dans les procédés de formage incrémental est roulant, c'est-à-dire que les nœuds de la surface maître et de la surface esclave en contact ne sont pas les mêmes en fonction du temps. Le travail de Xu *et al.* [Xu 02] porte sur l'analyse du contact roulant sur plusieurs modèles éléments finis. Le même modèle de maillage et les mêmes conditions aux limites ont été adoptés pour simuler le contact roulant. Cependant, différents modèles de comportement plastiques ont été utilisés. Suivant les différents modèles utilisés, les résultats obtenus sont très éloignés. Par exemple, un modèle plastique avec écrouissage cinématique linéaire prédit un mouvement de surface « en avant », c'est-à-dire allant dans la même direction que l'avance du galet, pour un pur contact roulant. Au contraire, un modèle plastique avec deux surfaces seuils (*Two-surface plasticity model*), l'une pour la traction (Rankine), l'autre pour la compression (Drucker-Prager), prédit un mouvement « inverse ». Les contraintes résiduelles calculées à partir des modèles éléments finis utilisant différents modèles de comportement plastiques diffèrent aussi significativement. Le choix du modèle de comportement est donc primordial si l'on souhaite rendre compte correctement des déformations mises en jeu lors du procédé et ainsi pouvoir prédire les contraintes résiduelles.

Le contact dans ces procédés est très localisé, ce qui demande un maillage fin sous celui-ci. Un maillage adapté au procédé de formage incrémental doit être trouvé.

### 1.5.2 Gestion du maillage

La simulation numérique par la méthode des éléments finis nécessite, dans une première étape, la construction d'un maillage du domaine étudié. Cette étape est ensuite suivie de l'étape de calculs. Le choix de la forme et de la répartition des éléments du maillage est une étape fondamentale dont dépend la qualité des résultats numériques obtenus.

Le développement constant des calculateurs permet aujourd'hui d'adapter ces méthodes à la simulation des procédés de fabrication et de mise en forme des matériaux. Dans ce type de simulation, le maillage éléments finis de départ se « dégrade » généralement au cours du temps, ce qui peut changer considérablement les résultats. Il est donc nécessaire de vérifier que le maillage ne soit pas dégradé à la fin de la modélisation du procédé.

Un maillage de mauvaise qualité peut engendrer plusieurs inconvénients, par exemple :

- l'imprécision des résultats,

- dans certains cas, la non convergence du calcul ou l'arrêt total de la simulation à cause d'un élément aplati ou retourné.

Ce problème se rencontre notamment avec les codes utilisant une description lagrangienne des équations de mouvement. Dans de telles formulations, les particules appartenant initialement à un même élément sont contraintes de rester dans cet élément tout au long de sa déformation. Pour éviter la distorsion du maillage, il existe plusieurs solutions dont l'une des plus efficaces est le remaillage total de la structure analysée. Les éléments du nouveau maillage sont le moins aplatis possibles, et adaptés à la nouvelle géométrie de la structure. Cependant, si les remaillages adaptatifs sont aujourd'hui efficaces, l'utilisation des éléments hexaédriques est préférable aux éléments tétraédriques. Cela pose problème dans la génération automatique des maillages tridimensionnels dû à un manque de remaillages adaptatifs robustes pour ce type d'éléments [Wisselink 04, Lai 10].

Pour limiter la déformation des éléments et les remaillages trop fréquents, les approches Arbitraires Lagrangien/Eulérien (ALE) ont été développées. Les méthodes ALE tendent à combiner les avantages des formulations Lagrangienne et Eulérienne c'est-à-dire que le maillage se déplace indépendamment de celui de la matière. Les figures 1.5.1 (a) et (b) montrent respectivement le maillage d'une pièce déformée n'utilisant pas la méthode ALE et l'utilisant.

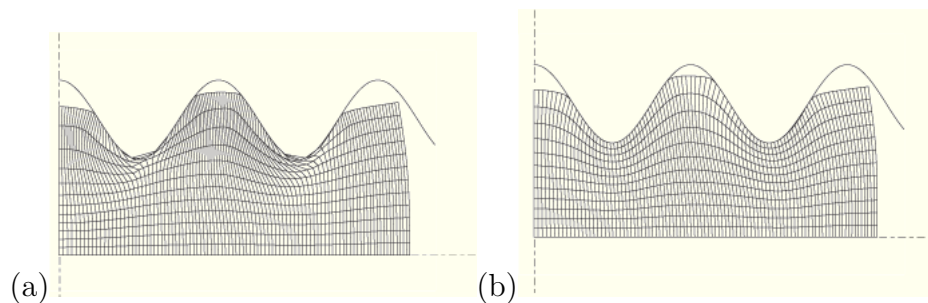


Fig. 1.5.1: Comparaison d'un maillage : (a) sans ALE et (b) avec ALE d'après [Hibbit 04].

Les éléments du maillage dans le premier cas sont dégénérés alors qu'ils ne le sont pas dans le deuxième cas. Cette dégénération des éléments est due aux grandes transformations imposées par le procédé. La méthode ALE est idéalement plus adaptée pour résoudre une variété de problèmes complexes en mécanique des solides [Wang 97]. Cependant, le contrôle du mouvement du maillage par rapport à celui de la matière, visant à minimiser la distorsion du maillage est délicat, particulièrement pour les géométries complexes [Liu 91, Hu 93]. Le traitement numérique des effets de transport convectif, pouvant s'apparenter à l'écoulement du maillage par rapport à la matière, nécessite des coûts de calculs supplémentaires [Yvonnet 04]. La méthode ALE requiert aussi la détermination du nombre d'éléments car elle fonctionne avec un nombre d'éléments constant [Wisselink 04].

Pour déterminer le nombre optimal d'éléments, il faut passer par une étape intermédiaire faisant appel à un remaillage. Ainsi, on peut déterminer par le biais d'estimateurs d'erreurs, les régions du domaine de calculs à mailler grossièrement ou finement. Lorsque le maillage est trop grossier, la solution est approximative, par contre lorsque le maillage est trop fin, le calcul est inutilement coûteux. Si le raffinement du maillage conduit à un changement négligeable dans les résultats de la simulation, il est dit que le maillage est convergent et que le maillage optimal est trouvé [Ma 08].

Près de 50 % des travaux des années 2000 portant sur la simulation d'un procédé de formage incrémental utilisent la méthode ALE pour des raisons d'optimisation du temps et de précision de calcul [Wisselink 04, Bai 08, Ma 08, Houillon 09].

Il existe deux méthodes pour la résolution d'un problème ALE : une méthode découplée et une méthode directe.

La méthode découplée est composée de trois étapes :

- à chaque incrément, une étape lagrangienne pure est tout d'abord réalisée afin de déterminer la vitesse de la matière,
- elle est suivie d'une étape d'actualisation du maillage ALE. Celle-ci consiste soit à calculer une vitesse de maillage et à réactualiser le maillage, soit à calculer directement les positions des nœuds,
- enfin, la vitesse de maillage intervient dans l'étape de transport des variables d'état sur le nouveau maillage.

L'avantage de la méthode ALE découplée est la flexibilité dans la définition du nouveau maillage, car celui-ci est déterminé après l'étape de Lagrange [Wisselink 04]. Elle équivaut pratiquement à une formulation Lagrangienne avec du remaillage continu [Gadala 02].

La méthode directe donne de meilleurs résultats [Gadala 02]. Cette méthode consiste à calculer simultanément les vitesses de la matière et du maillage. Il faut donc déterminer une relation entre ces deux vitesses. Cependant, la détermination de cette relation présente une difficulté majeure : la bonne connaissance du procédé à modéliser afin de fixer les bons degrés de liberté de la vitesse de maillage et de son déplacement par rapport à la matière [Gadala 04].

Dans notre cas, la méthode ALE est utile pour que le maillage soit fin uniquement sous le contact et que le reste de la pièce soit maillée plus grossièrement. Cette configuration ne permet pas d'utiliser la méthode ALE découplée car cette dernière donne automatiquement une vitesse aux nœuds. En effet, elle a tendance à homogénéiser la taille des éléments, elle est donc incompatible avec un modèle présentant des éléments fins et des éléments grossiers.

Trois solutions sont donc envisagées :

- l'utilisation de la méthode ALE qui permet de donner une vitesse aux nœuds. Elle permet ainsi que le maillage fin reste dans la zone d'intérêt. Cette zone est la partie en contact entre le galet et la pièce maillée. Le reste de la pièce est maillée plus grossièrement,
- la pièce soit maillée finement sur sa totalité,
- la pièce soit maillée finement uniquement sur une portion de la pièce pour diminuer les temps de calculs, cependant les résultats devront seulement être pris dans la partie finement maillée.

Pour les deux dernières solutions, une vérification du maillage s'impose afin de contrôler si les éléments ne se sont pas dégradés.

### 1.5.3 Cinématique : outil flottant et outil tournant

Dans le procédé simulé, le galet a un mouvement de translation le long de la pièce et est libre sur son axe. De ce fait, sa vitesse de rotation est régie par le contact avec la pièce, par le frottement existant entre le galet et la pièce ainsi que par l'écoulement de la matière sous le contact. La vitesse de rotation du galet est donc inconnue *a priori*, il n'est donc pas possible de la considérer comme une condition initiale du calcul. Le mouvement du galet est dit « flottant » dans le sens où la détermination de sa vitesse de rotation et donc de son déplacement angulaire fait partie du calcul numérique.

Dans le procédé, la pièce tourne et le galet vient la déformer. Cependant en simulation, plusieurs choix pour le modéliser existent :

- la pièce tournante (figure 1.5.2 (a)),
- faire tourner l'outil autour de la pièce et avoir la pièce fixe (figure 1.5.2 (b)).

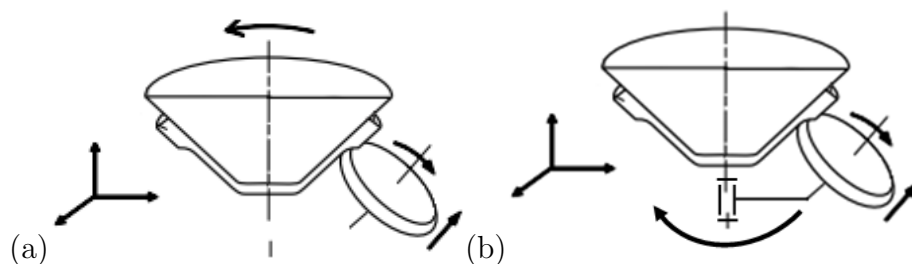


Fig. 1.5.2: Configuration : (a) pièce tournante d'après [Moria 05] et (b) outil tournant.

La première configuration simplifie la cinématique de l'outil. De plus, elle est fidèle à la réalité puisqu'elle rendra compte de la force inertielle due à la rotation de la pièce. Par contre, faire tourner la pièce dans une analyse par éléments finis tend à changer son volume à cause des projections répétées des nœuds et des approximations faites par le logiciel de calcul [Davey 02]. La seconde configuration complique la cinématique de l'outil. En effet,



elle n'est plus en deux dimensions mais en trois. Cependant, elle a l'avantage d'éviter les problèmes énoncés de la première configuration et réduit les temps de calcul en évitant le calcul des coordonnées des nœuds à chaque incrément [Wong 04].

Dans la littérature, la cinématique des procédés incrémentaux étudiés reste dans l'ensemble simple : translation simple, vitesse de rotation de la pièce constante. La modélisation de la cinématique de ces procédés n'est cependant pas triviale. En effet, deux possibilités de cinématique peuvent être envisagées : faire tourner la pièce ou reprendre la rotation de la pièce par l'outil qui complique la cinématique mais réduit les temps de calculs. Hua *et al.* [Hua 05] et Houillon [Houillon 09] allient dans leurs modèles : outil flottant et translation mais font tourner la pièce. Par contre Wong *et al.* [Wong 04] et Xia *et al.* [Xia 08] font tourner l'outil autour de la pièce. Ce choix a été conditionné par le logiciel éléments finis utilisé qui ne permet pas de modéliser ce type de cinématique. C'est pourquoi, afin de réduire les temps de calcul, le logiciel doit permettre la modélisation de l'outil flottant et tournant.

### 1.5.4 Synthèse sur les difficultés liées à la modélisation numérique d'un procédé de formage incrémental

Les difficultés liées à la modélisation numérique d'un procédé de formage incrémental ont été mises en évidence. Tout d'abord, la gestion du contact est fortement liée au maillage. En effet, le maillage a une influence prépondérante sur les résultats s'il n'est pas correctement réalisé et s'il se dégrade suite aux grandes transformations. Une étude de sensibilité du modèle éléments finis au niveau du type d'élément et du choix du maillage doit être réalisée. De plus, le choix du modèle de comportement joue un rôle important sur les résultats donnés par le modèle éléments finis notamment sur la prédiction des contraintes engendrées durant le procédé. Le choix du modèle de comportement doit être fait en fonction des sollicitations qu'imposent le procédé à la pièce. Enfin il faut choisir un code éléments finis permettant à la fois :

- la gestion de l'outil flottant et modélisant les cinématiques du procédé,
- de pouvoir choisir un maillage adapté,
- d'avoir un choix large de modèles de comportement.

## 1.6 Choix du code Éléments Finis

Des dizaines de codes éléments finis existent : généralistes, spécifiques ou dédiés à des corps de métier. Seuls les codes éléments finis généralistes ou qui sont utilisés dans la littérature analysée dans ce chapitre sont comparés : ABAQUS, FORGE, ASTER et LS-DYNA, afin de voir quel code est le plus approprié pour modéliser le procédé étudié. En effet, le choix du code de calcul est prépondérant sur la modélisation du procédé : solveur, type d'élément,

schéma d'intégration, modélisation bidimensionnelle ou tridimensionnelle, *etc.* Le tableau 1.2 récapitule les caractéristiques de ces codes.

	<b>Abaqus</b>	<b>Forge</b>	<b>Aster</b>	<b>Ls-Dyna</b>
<b>Solveur</b>	Explicite / Implicite	Implicite Quasi-Statique	Explicite / Implicite	Explicite Dynamique
<b>Mailleur</b>	GHS3D : Automatique paramétrable	Automatique Paramétrable	Programmable	Automatique paramétrable
<b>Remailleur - Mailleur Adaptateur</b>	ALE / Mailleur Adaptatif fin de STEP	ALE / Mailleur Adaptatif automatique	ALE	ALE
<b>Type d'éléments</b>	Tétraédriques / Hexaédriques	Tétraédriques	Tétraédriques / Hexaédriques	Tétraédriques / Hexaédriques
<b>Bibliothèque d'éléments</b>	Oui	Non	Oui	Oui
<b>Modèle de comportement</b>	Varié	Limité	Varié	Varié
<b>Routine</b>	Oui (UMAT)	Oui	Oui	Oui (UMAT)
<b>Gestion du contact</b>	Oui / Paramétrable	Oui	Pas d'algorithme de contact en explicite	Oui
<b>Gestion des conditions aux limites</b>	Totalement paramétrable	Limitée	Totalement programmable	Totalement paramétrable
<b>Documentation</b>	Assez complète	Limitée	Complète (logiciel libre)	Assez complète

Tab. 1.2: Caractéristiques des codes éléments finis.

Le Logiciel FORGE est trop appliqué pour pouvoir être utilisé dans le cadre de notre étude. En effet, les conditions aux limites sont peu voire non paramétrables, développées pour des procédés spécifiques (forgeage, fluotournage, *etc.*). La limitation dans le choix du modèle de comportement ne permet pas de prendre en compte directement la sensibilité à la vitesse de déformation ou l'écroutissage cinématique par exemple. De plus, l'unique choix d'éléments tétraédriques ne permet pas de faire d'étude sur la sensibilité du modèle éléments finis au type d'élément.

L'utilisation du logiciel ASTER nécessite la programmation de lignes de code afin de construire le modèle éléments finis. De plus, il est réservé à des problèmes moins complexes concernant la cinématique outil par exemple.

LS-DYNA et ABAQUS sont les codes Éléments Finis les plus appropriés. Ils sont à la fois paramétrables et ergonomiques, avec une documentation complète. Cependant LS-DYNA n'a qu'un solveur explicite dynamique et le fait que le logiciel ABAQUS puisse modéliser la cinématique du procédé est un point primordial. En effet, ABAQUS peut gérer la cinématique grâce à des connecteurs. Les connecteurs définissent une liaison entre deux nœuds, chaque nœud appartenant à deux solides (déformables ou rigides). Ces liaisons sont programmables et permettent de donner indépendamment une vitesse relative aux deux solides, une vitesse de rotation et une de translation. La modélisation du procédé est donc réalisée avec ABAQUS.

### 1.7 Conclusion

Dans ce chapitre, le contexte du projet et le procédé étudié sont définis. Une étude bibliographique des procédés et de la modélisation des procédés de formage incrémental est menée. Dans ce sens, les procédés de repoussage et de fluotournage sont décrits. Les modèles numériques de procédés de formage incrémental ont évolués, passant de modèles bidimensionnels axisymétriques, aux modèles tridimensionnels. Cependant cette évolution a engendré l'augmentation du temps des calculs sans pour autant permettre la prédiction correcte de la géométrie, des efforts ou encore des contraintes internes de la pièce déformée.

Ce premier chapitre a permis de mettre en évidence les problèmes liés à la simulation par éléments finis des procédés de formage incrémental :

- un contact très localisé ce qui demande un maillage fin sous celui-ci,
- un mouvement du contact au cours du temps, ce qui implique l'utilisation d'un maillage adapté,
- une cinématique de l'outillage pouvant être complexe à modéliser, impliquant un outil flottant et tournant.

Afin de gérer les problèmes de modélisation des procédés incrémentaux, le choix s'est porté sur le code de calcul ABAQUS. En effet, c'est le seul code de calcul par éléments finis qui offre un large choix d'éléments et de modèles de comportement tout en permettant de gérer la cinématique de corps solide.

Les études réalisées jusqu'à présent ne présentent pas d'analyses précises des types de déformation qui se produisent au cours du procédé de mise en forme. Ceci pose problème car le protocole expérimental sur lequel s'appuie le choix du modèle de comportement ainsi que l'identification des paramètres associés doit être défini de façon à reproduire les sollicitations qu'impose le procédé à la pièce. De même, tous les procédés étudiés sont utilisés dans un contexte « école » car les cas d'application sont restreints à la fabrication de pièces d'études. Ces pièces n'ont pas d'utilisation future industrielle ou alors ne sont pas des pièces de méca-

nisme. De plus, elles n'ont pas d'exigences dimensionnelles contrairement à celles produites par le procédé étudié dans le cadre de ce projet.

À l'issue de cette analyse, il ressort donc que la définition du modèle éléments finis du procédé reste pertinente.

Dans la perspective de faire une simulation complète du procédé, il convient :

- de réaliser des essais afin de caractériser le matériau étudié, de déterminer le modèle de comportement qui convient et d'en identifier les paramètres,
- de mener une étude de sensibilité afin de trouver les bons paramètres inhérents au modèle éléments finis : nombre et type d'élément, coefficient de frottement, choix du maillage.



## Chapitre 2

# Caractérisation et modélisation du comportement du matériau

La modélisation du procédé de formage incrémental implique de déterminer les paramètres du modèle de comportement du matériau associé au modèle éléments finis. Il est donc nécessaire de mener des essais mécaniques pertinents en adéquation avec les conditions imposées au matériau par le procédé étudié. Cependant, une autre thèse est réalisée sur la caractérisation complète du matériau lorsque la pièce est déformée à chaud. C'est pourquoi, la finalité de ce chapitre n'est pas de caractériser et modéliser le comportement du matériau pour prendre en compte toutes les sensibilités observées. Il a pour objectif de fournir un modèle de comportement prenant en compte les sensibilités les plus observables afin que le modèle éléments finis puisse être une bonne représentation du procédé. Le protocole expérimental s'est réduit à vérifier si le matériau présente :

- une sensibilité à la vitesse de déformation (la déformation étant localisée, la vitesse de déformation peut être élevée sous le galet [Xu 01]),
- de l'anisotropie, en effet la virole est issue d'une bobine laminée,
- de l'érouissage cinématique sachant que les procédés de formage incrémental induisent du fait de la cinématique et du contact localisé des cycles de charge-décharge.

Afin de vérifier si le matériau présente une sensibilité à la vitesse de déformation ou présente de l'anisotropie, des essais de traction uniaxiale sont réalisés. Des essais de cisaillement cyclique sont aussi réalisés, afin de déterminer si le matériau présente de l'érouissage cinématique.

Le procédé engendre sur la pièce des taux de déformation élevés, de l'ordre de 100 %. Les solutions expérimentales ou numériques pour caractériser le comportement du matériau pour ces taux de déformation sont proposées. Une solution est choisie et son protocole est détaillé. Les procédures expérimentales des essais mécaniques effectués sont présentées et les résultats

expérimentaux obtenus sont discutés. Un modèle de comportement est finalement choisi en fonction des propriétés mécaniques présentées par le matériau. Enfin, l'identification de ces paramètres est effectuée.

## 2.1 Matériau étudié

Le matériau étudié est un acier DC03 faiblement allié, laminé et livré sous forme de bobine d'épaisseur 1,5 mm. Sa composition chimique et ses caractéristiques mécaniques, données par le fournisseur, sont présentées respectivement dans les tableaux 2.1 et 2.2.

Acier	Al	C	Mn	P	S	Si
DC03	0,052	0,035	0,202	0,013	0,012	0,003

Tab. 2.1: Composition chimique du DC03 en % massique.

Acier	Rm (MPa)	Rp 0,2 (MPa)	Allongement (%)
DC03	305	176	41

Tab. 2.2: Caractéristiques mécaniques fournisseur du DC03.

Ces bobines sont ensuite découpées à la longueur souhaitée, roulées, soudées pour en faire des viroles et subissent un recuit à 600°C pendant une heure. Le comportement mécanique de la virole doit donc être déterminé. Pour ce faire, des essais mécaniques doivent être réalisés. Ces essais ne sont pas adaptés à la caractérisation d'une éprouvette de forme tubulaire (virole). En effet, ils s'effectuent sur des échantillons plats à section rectangulaire ou cylindrique. C'est pourquoi les échantillons utilisés sont découpés à partir de la même bobine afin d'avoir des éprouvettes standardisées. Les éprouvettes subissent le même recuit que les viroles.

Cependant, il est nécessaire de déterminer s'il y a une influence sur le comportement du matériau si l'on prend un échantillon issu des viroles ou un échantillon issu de la bobine. C'est pourquoi une étude a été menée sur plusieurs échantillons pris à l'étape après découpe et sous forme de virole [Vautrot 11]. Les deux échantillons ont subi un recuit à 600°C pendant une heure. Cette étude montre, au moyen d'essais de dureté et d'études micrographiques sur les deux échantillons, que la dureté et l'état micrographique sont identiques.

Les paragraphes suivants présentent le protocole expérimental suivi, la modélisation et l'identification des paramètres du modèle de comportement.

## 2.2 Essai de traction uniaxiale

Les essais de traction uniaxiale réalisés dans cette étude permettent de mettre en évidence si le matériau est sensible à la vitesse de déformation et s'il présente une anisotropie. Pour

définir le comportement du matériau par un essai de traction, il faut définir la fonction  $f$  telle que  $\sigma_{eq}^v = f(\epsilon_{eq}^v)$  qui donne la courbe vraie (ou rationnelle) de traction monotone. La direction de sollicitation est supposée être confondue avec la première direction principale. Les  $\sigma$  et  $\epsilon$  écrits par la suite sont respectivement des  $\sigma_{eq}^v$  et  $\epsilon_{eq}^v$ . Plus d'informations sont données sur l'essai de traction, dans les travaux de J. Lemaitre [Lemaitre 09] ou dans l'annexe A.

### 2.2.1 Protocole expérimental

L'essai de traction est un essai simple à réaliser, mais ne permet pas d'arriver à des taux de déformation élevés. Lors d'un essai de traction, la contrainte équivalente  $\sigma_{eq}$  est supposée être égale à la contrainte selon la direction de sollicitation  $\sigma_I$  quelle que soit la section transverse considérée. Ceci ne s'applique que lorsque les déformations et les contraintes sont homogènes dans l'éprouvette, c'est-à-dire avant l'apparition et le développement de la striction. Dès que celle-ci apparaît, la contrainte équivalente diffère alors de la contrainte déterminée à partir du ratio force sur section. La portion de courbe à considérer dans l'identification d'une loi d'écrouissage est de ce fait limitée à l'intervalle des déformations obtenues avant l'apparition de cette striction. Cette limite a pour effet de limiter la zone de définition de la loi de comportement à quelques pourcents voire dizaines de pourcents de déformation. Elle est problématique puisque l'on souhaite utiliser cette loi pour des taux de déformation plus importants. En effet, les taux de déformation dans les procédés de formage incrémental sont élevés et peuvent atteindre 100 %.

Il existe cependant plusieurs méthodes afin d'arriver à des taux de déformation élevés avec un essai de traction :

- par l'ajustement d'une fonction mathématique par la méthode des moindres carrés sur la courbe vraie de l'essai de traction avant striction,
- par la détermination des déformations à partir des champs de déplacement obtenus par corrélation d'images de la zone de striction de l'éprouvette et de la méthode de Bridgman [Bridgman 52] qui permettent d'utiliser les déformations en corrigeant la contrainte dans la section transverse la plus petite,
- par la détermination des déformations à partir des champs de déplacement obtenus par corrélation d'images de l'éprouvette couplée cette fois avec la simulation numérique de l'essai de traction afin, par la résolution d'un problème inverse, d'obtenir *in fine* les paramètres de la loi de comportement.

L'ajustement d'une fonction mathématique par la méthode des moindres carrés est rapide et permet donc d'avoir cette dernière quelle que soit la déformation. Cependant, sa validité n'est pas démontrée au-delà de la déformation issue de l'essai de traction avant striction. La deuxième solution est plus correcte d'un point de vue physique en s'appuyant sur les



mesures des différentes grandeurs dans la zone de striction. La troisième solution permet, comme la deuxième, l'exploitation complète de l'essai de traction. Cependant, cette solution nécessite la construction d'un modèle numérique et d'une boucle d'optimisation. De plus, en fonction du nombre de paramètres de la loi mathématique choisie, les temps de calculs sont importants. C'est la deuxième méthode qui est utilisée car elle permet de caractériser le comportement du matériau pour des taux de déformation élevés sans passer par une analyse inverse. Elle est donc décrite dans les paragraphes suivants.

### 2.2.1.1 Méthode de Bridgman

La méthode de Bridgman [Bridgman 52] permet de calculer la contrainte équivalente en évaluant les autres contraintes principales en fonction de  $\sigma_I$ . Le rayon de courbure  $R$  au cours de l'essai (figure 2.2.1) est utilisé pour déterminer les contraintes dans la zone de striction.  $\sigma_I$  est calculé dans la section transversale ayant la plus petite surface, c'est-à-dire dans la zone où la déformation est élevée. Cette méthode s'applique lors d'une striction diffuse et ne peut plus s'appliquer lorsqu'elle devient localisée. La figure 2.2.1 montre les deux types de strictions.

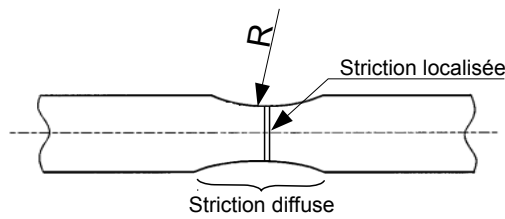


Fig. 2.2.1: Éprouvette de type cylindrique faisant apparaître deux types de striction : la striction diffuse et la striction localisée ainsi que le rayon de courbure  $R$  utilisé par la méthode de Bridgman.

La méthode appliquée se fonde sur les travaux de Bridgman qui a proposé une méthode pour évaluer l'état de contrainte dans la zone localisée d'éprouvettes cylindriques. Leroy [Le Roy 81] a proposé une expression empirique de l'évolution du rayon de courbure  $R$ . Cette dernière est appliquée et validée par Zhang [Zhang 99] sur des éprouvettes parallélépipédiques.

La contrainte corrigée  $\sigma_I^{cor}$  s'exprime donc avec la relation suivante :

$$\sigma_I^{cor} = \sigma_{IN} \left( \left( 1 + \frac{2}{\varphi} \right) \ln \left( 1 + \frac{\varphi}{2} \right) \right)^{-1} \quad (2.1)$$

où,  $\sigma_{IN}$  est la contrainte nominale selon la direction de sollicitation,  $\varphi$  l'expression empirique de Leroy. Elle vaut  $\varphi = 1,1(\epsilon_{I\text{ striction}} - \epsilon_{max}^p)$ , avec  $\epsilon_{I\text{ striction}}$  étant la déformation dans la zone de striction selon la direction de sollicitation et  $\epsilon_{max}^p$  la déformation plastique maximale atteinte avant le début de la striction.

### 2.2.1.2 Détermination des champs de déplacements

Les techniques qui permettent la détermination des déplacements sans contact peuvent être classées en deux familles [Surrel 04] :

- celles qui font appel à des mesures interférométriques (interférométrie de moiré [Huimin 99, Kokaly 03, Cosola 08], interférométrie de speckle [Yamaguchi 03, Bruno 08]),
- celles qui font appel à la prise d'images numériques (méthode de suivi de grilles [Parks 82, Mathias 06, Badulescu 09] ou méthode de corrélation d'images [Hild 06, Grytten 09, Pan 09]).

C'est la technique de corrélation d'images numériques qui est utilisée dans cette étude. En effet, elle est compatible avec le cadre industriel imposé : mise en œuvre plus simple que les techniques faisant appel à des mesures interférométriques et obtention de résultats fiables afin d'identifier le comportement plastique du matériau et ceci dans un temps réduit.

La corrélation d'images consiste à comparer deux images numériques acquises à des instants différents. Au cours de l'essai, des images de la surface de l'éprouvette sont enregistrées. Afin de déterminer les déplacements, la surface de l'éprouvette est divisée en une grille de motifs carrés représentant chacun une base extensométrique. Pour retrouver les motifs déformés sur chaque image, le logiciel 7D, développé au sein du laboratoire par P. Vacher [Vacher 99] est utilisé. Ce logiciel recherche, sur chaque image, en chacun des motifs de la grille, celui le plus semblable comparé à l'image initiale. Ainsi, il est possible d'avoir les composantes des déplacements de chaque motif. On peut ensuite en déduire le champ de déformations de la surface de l'éprouvette. Afin de retrouver plus facilement les motifs sur les différentes images, la surface de l'éprouvette doit présenter une distribution aléatoire de niveau de gris. Cette dernière est obtenue à l'aide d'un mouchetis de peinture souvent noire et blanche. Ainsi, contrairement à un extensomètre qui moyenne les déformations entre ses couteaux, la corrélation d'images permet de déterminer la déformation de chaque motif de l'éprouvette sollicitée. Il est donc possible d'avoir les déformations dans la zone de striction, là où la déformation est la plus grande.

## 2.2.2 Dispositif expérimental

Les essais sont réalisés sur une machine électromécanique de traction INSTRON 5569 du laboratoire, contrôlée en vitesse de déformation constante. Sa vitesse maximale de déplacement traverse est de  $450 \text{ mm/min}$ . Elle a une capacité maximale de charge de  $50 \text{ kN}$  et une précision de  $0,25 \%$  de la charge indiquée.

L'acquisition des données de la machine de traction et de l'extensomètre est faite sur un premier ordinateur par l'intermédiaire du logiciel Bluehill développé par INSTRON.

## 2. CARACTÉRISATION ET MODÉLISATION DU COMPORTEMENT DU MATÉRIAU

Face à la surface de l'éprouvette, une caméra rapide numérique monochrome CMOS EoSens CL de résolution  $1280 \times 1024$  pixels est positionnée pour l'enregistrement des images des essais. Elle est équipée d'un objectif Nikon 24-88  $mm$   $f/2,8-4D$  IF (3,5 x). La lentille de la caméra est positionnée devant l'éprouvette à une distance approximative de  $450\text{ mm}$  et son axe reste perpendiculaire à la surface de l'éprouvette durant tout l'essai. Un système d'éclairage par LED externe assure le bon éclairage de l'ensemble afin d'avoir un contraste optimal sur les images numériques enregistrées (figure 2.2.2).

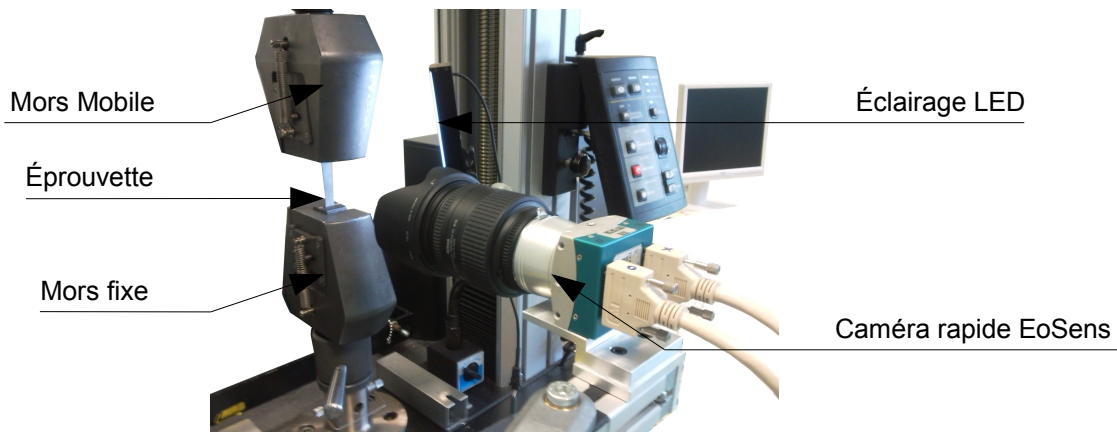


Fig. 2.2.2: Dispositif expérimental de l'essai de traction uniaxiale.

L'acquisition des images est réalisée pour des fréquences allant de 1 à 50 images par seconde ( $i.s^{-1}$ ) suivant la vitesse de l'essai. En effet, cette fréquence varie afin d'avoir un nombre suffisant d'images<sup>1</sup> pour décrire le comportement du matériau sur l'ensemble de l'éprouvette dans la partie plastique. Le tableau 2.3 précise les différentes fréquences d'enregistrement utilisées au cours des essais.

<b>Vitesse de déformation (<math>s^{-1}</math>)</b>	$10^{-3}$	$10^{-2}$	$10^{-1}$
<b>Vitesse d'enregistrement (<math>i.s^{-1}</math>)</b>	1	5	50

Tab. 2.3: Fréquences d'enregistrement des images utilisées au cours des essais.

Les éprouvettes utilisées sont découpées au fil par électroérosion et proviennent du même lot matière mais d'une bobine différente. La première bobine de largeur  $199\text{ mm}$ , est destinée à la réalisation d'éprouvettes selon trois directions par rapport à celle du laminage :  $0^\circ$ ,  $45^\circ$  et  $90^\circ$ . La seconde, de largeur  $10,7\text{ mm}$ , est destinée à la production des viroles nécessaires au procédé. Les dimensions et la forme de l'éprouvette sont données sur la figure 2.2.3.

La préparation des éprouvettes nécessite deux étapes supplémentaires avant de procéder aux essais lors de l'utilisation de la corrélation d'images :

- l'éprouvette doit être décalaminée puis nettoyée,

1. Le nombre d'images nécessaires est de l'ordre de 100 à 200.

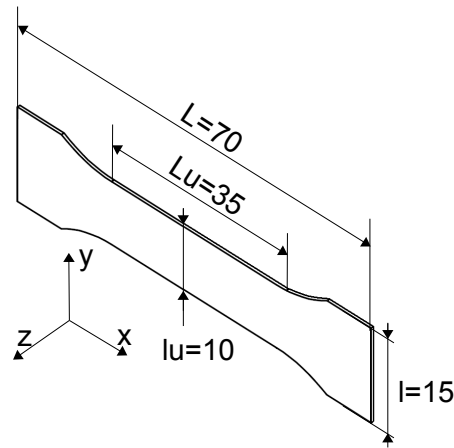


Fig. 2.2.3: Géométrie et dimensions de l'éprouvette de traction uniaxiale (cotes en mm).

- un mouchetis de peinture est déposé sur la surface de l'éprouvette.

Le décalaminage est réalisé dans un bain d'acide phosphorique concentré à 37,5 %. Un mouchetis est ensuite appliqué sur la surface de l'éprouvette. La figure 2.2.4 présente l'histogramme de la répartition des niveaux de gris entre deux mouchetis différents appliqués sur la surface de l'éprouvette préalablement peinte en blanc. Le premier mouchetis est uniquement réalisé avec de la peinture noire tandis que le second est réalisé avec l'ajout des couleurs primaires en plus du noir.

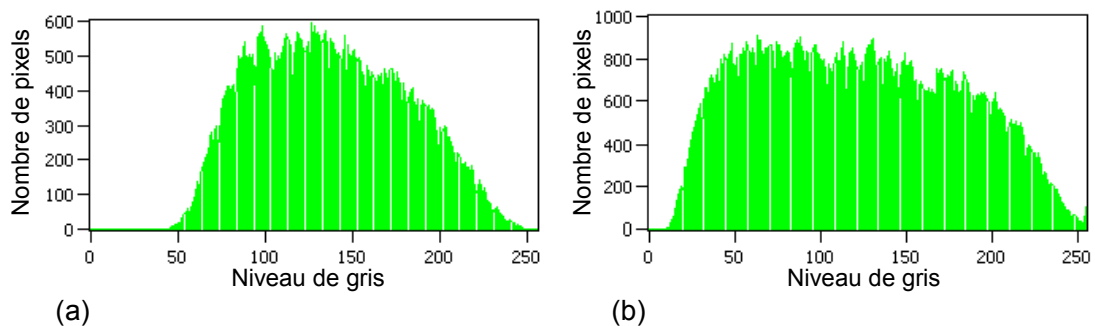


Fig. 2.2.4: Histogramme de la répartition des niveaux de gris entre deux mouchetis en blanc et noir (a) et en couleur (b).

Bien que l'image enregistrée soit en niveaux de gris, elle présente un spectre de niveau de gris plus large, donc une plus grande variété de motifs différents. Cette plus grande variété permet au logiciel de corrélation d'images de retrouver les motifs plus facilement [Temimi-Maaref 06]. Un mouchetis en couleur est donc appliqué sur la surface de l'éprouvette.

### 2.2.3 Application de la méthode de Bridgman-Leroy

Afin de mettre en évidence l'intérêt d'utiliser la méthode de Bridgman-Leroy, un essai de traction a été réalisé sur la machine de traction. L'exploitation des données brutes de l'essai n'a pas été réalisée de la même manière. La figure 2.2.5 présente plusieurs courbes :

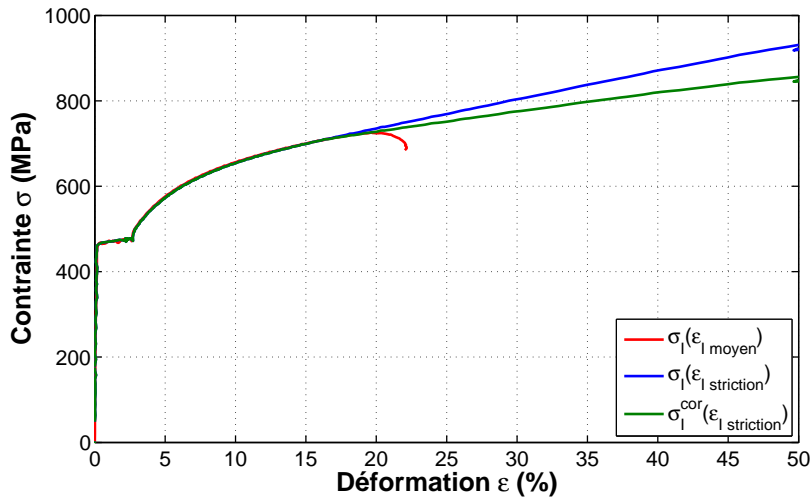


Fig. 2.2.5: Courbes expérimentales de traction  $\sigma(\epsilon)$ .

- la courbe rouge représente le comportement moyen global de l'éprouvette  $\sigma_I(\epsilon_{I \text{ moyen}})$ , avec la contrainte  $\sigma_I$  calculée à partir de la cellule de charge de la machine de traction et rapportée à la section courante et  $\epsilon_{I \text{ moyen}}$  la déformation logarithmique selon la première direction principale issue de la corrélation d'images calculée sur la totalité de la zone utile de l'éprouvette,
- la courbe bleue représente le comportement du matériau sans la correction de la contrainte par la méthode de Bridgman-Leroy  $\sigma_I(\epsilon_{I \text{ striction}})$ , avec  $\epsilon_{I \text{ striction}}$  la déformation logarithmique selon la première direction principale issue de la corrélation d'images calculée dans la zone où se produit le phénomène de striction,
- la courbe verte définit le comportement du matériau avec la correction de la contrainte par la méthode de Bridgman-Leroy  $\sigma_I^{\text{cor}}(\epsilon_{I \text{ striction}})$ , avec  $\sigma_I^{\text{cor}}$  calculée à partir de  $\sigma_I$  en appliquant la correction de Bridgman-Leroy.

L'identification d'une loi de comportement issue du comportement moyen global de l'éprouvette ne permet pas de caractériser le matériau à des taux de déformation élevés. Si l'hypothèse de ne pas tenir compte de l'état de contrainte triaxiale après striction est retenue, alors la contrainte est surévaluée. C'est pourquoi, il est nécessaire de la corriger. La méthode de Bridgman-Leroy est donc appliquée sur la totalité des essais de traction uniaxiale présentés par la suite.

## 2.2.4 Résultats expérimentaux

### 2.2.4.1 Analyse de la courbe contrainte-déformation

La figure 2.2.6 présente la courbe contrainte-déformation provenant d'un essai mené sur le DC03. Cette dernière est composée de trois parties distinctes :

1. en début d'essai, un comportement linéaire jusqu'à une valeur de contrainte appelée limite d'élasticité  $\sigma_0$ ,
2. suivi d'un plateau correspondant à une instabilité,
3. enfin, l'écroutissage du matériau.

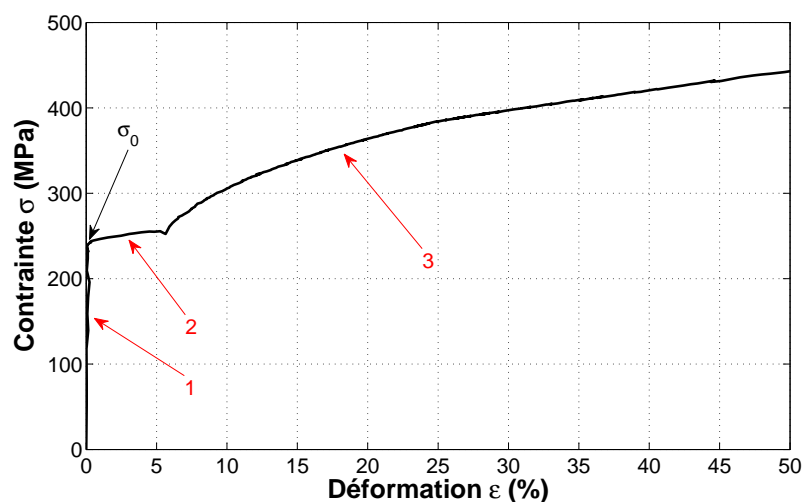


Fig. 2.2.6: Mise en évidence des trois parties de la courbe expérimentale de traction  $\sigma(\epsilon)$ .

Le plateau résulte d'une instabilité qui se produit dans l'éprouvette, provoquant une déformation hétérogène. La déformation plastique est alors concentrée dans des bandes inclinées d'environ  $50^\circ$  par rapport à l'axe de chargement. Ces bandes sont appelées bandes de Piobert-Lüders et se propagent le long de l'éprouvette [Piobert 42, Lüders 60]. La figure 2.2.7 montre le passage d'une bande de Piobert-Lüders. Cette bande sépare une zone de l'éprouvette déformée plastiquement, d'une zone encore dans le domaine élastique [Lomer 52].

Cette instabilité n'est pas uniquement présente lors d'essais de traction. En effet, les études menées par Aguirre et al. [Aguirre 04] et Kyriakides et al. [Kyriakides 08], ont mis en évidence la présence de bandes de Piobert-Lüders sur la mise en forme de tube par flexion. De même, en 2009, Zhang et al. [Zhang 09] ont mis en évidence leurs présences sur des essais de traction, de torsion et sur des essais combinés de traction et de torsion. La question de prendre ou non en compte cette instabilité dans la modélisation du comportement du matériau doit donc se poser.

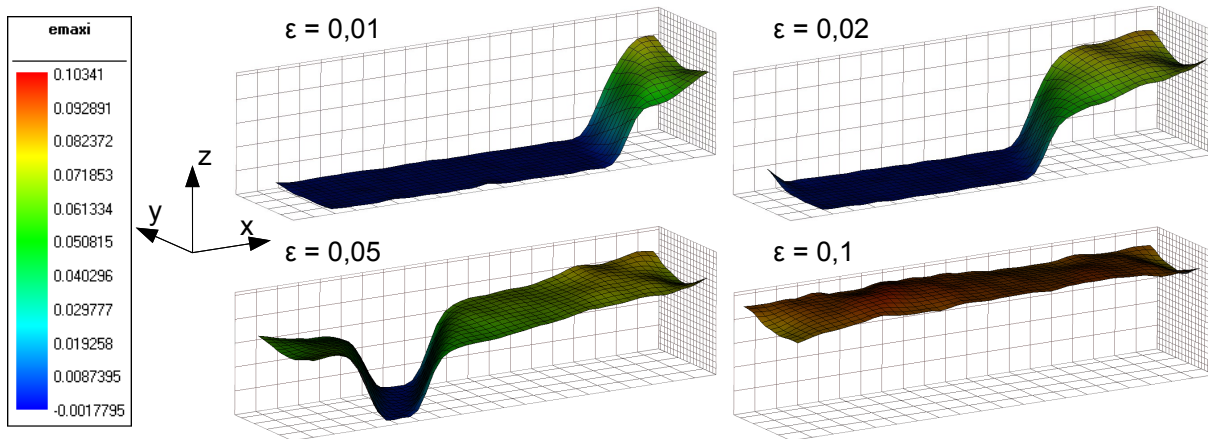


Fig. 2.2.7: Cartographie des déformations lors du passage d'une bande de Piobert-Lüders issue du post-traitement d'un essai de traction.

### 2.2.4.2 Influence de la vitesse de déformation

Avec le type d'éprouvette utilisé, la machine de traction permet de piloter la traverse à vitesse de déformation constante entre  $1 \times 10^{-3} \text{ s}^{-1} \leq \dot{\epsilon} \leq 1 \times 10^{-1} \text{ s}^{-1}$ . Trois essais pour chaque vitesse de déformation sont réalisés. La figure 2.2.8 représente les courbes expérimentales du DC03 issues des essais de traction pour différentes vitesses de déformation :  $1 \times 10^{-3} \text{ s}^{-1}$ ,  $1 \times 10^{-2} \text{ s}^{-1}$  et  $1 \times 10^{-1} \text{ s}^{-1}$ .

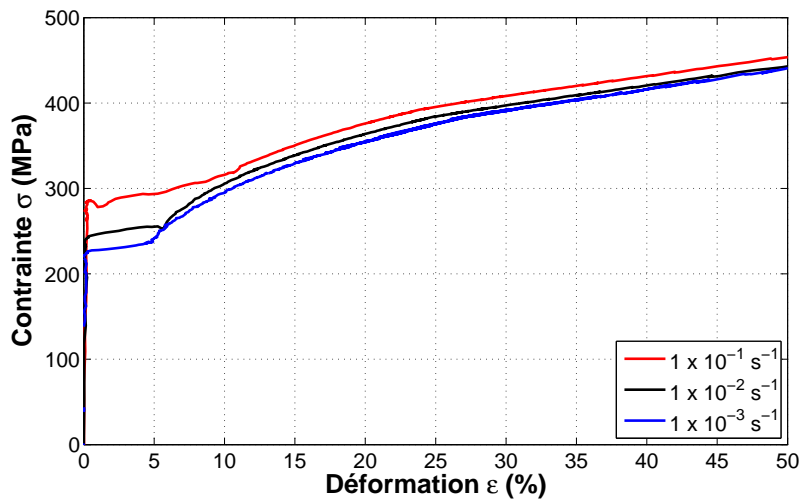


Fig. 2.2.8: Courbes expérimentales de traction  $\sigma(\epsilon)$  à différentes vitesses de déformation.

Le comportement mécanique du matériau présente une sensibilité à la vitesse de déformation. En effet, à déformation plastique équivalente, les contraintes augmentent avec la vitesse de déformation. Cependant, pour cette plage de vitesses de déformation, cette sensibilité reste très faible hormis au début de la courbe pour des déformations  $\epsilon < 0,1$ . De ce fait, la sensibilité à la vitesse de déformation n'est pas prise en compte. Tous les essais de traction

sont donc réalisés à vitesse de déformation constante,  $\dot{\epsilon} = 1 \times 10^{-2} \text{ s}^{-1}$ .

### 2.2.4.3 Influence de la direction de laminage

Afin de déterminer si le matériau présente une anisotropie plastique, des essais de traction sont effectués sur des éprouvettes découpées à  $0^\circ$ ,  $45^\circ$  et  $90^\circ$  par rapport à la direction du laminage. La figure 2.2.9 montre les trois courbes contrainte-déformation issues des trois essais de traction selon les différentes directions.

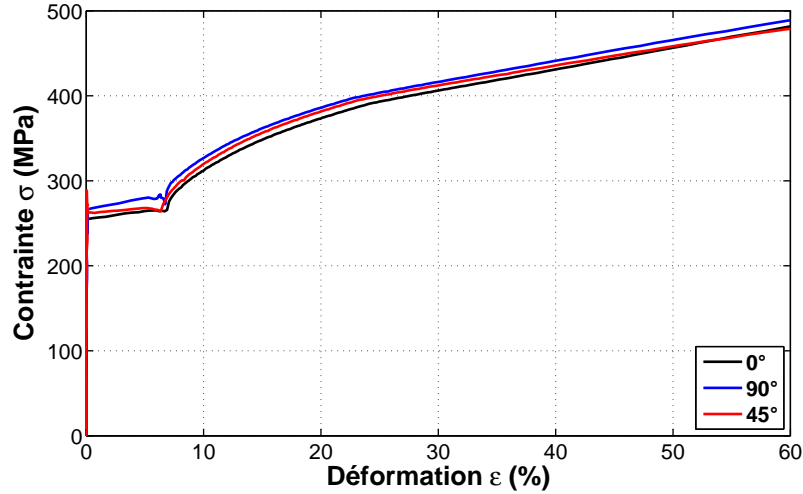


Fig. 2.2.9: Courbes expérimentales de traction  $\sigma(\epsilon)$  à  $0^\circ$ ,  $45^\circ$  et  $90^\circ$  par rapport à la direction du laminage.

Les courbes présentent une légère augmentation des caractéristiques en fonction de l'angle de sollicitation. En effet, à déformation plastique équivalente, les contraintes augmentent. Cependant, l'erreur maximale sur la répétabilité de l'essai selon une direction donnée est d'environ 4 % et l'erreur maximale entre les trois courbes est d'environ 7 %. Il est donc difficile de dire si le matériau est anisotrope au moyen de ces courbes. Pour les matériaux laminés, l'anisotropie est généralement associée à un coefficient d'anisotropie ou coefficient de Lankford. Ce dernier est défini, sous l'hypothèse de contraintes planes et suivant la direction de laminage  $\phi$  par :

$$r_\phi = \frac{d\epsilon_{II}^p(\phi)}{d\epsilon_{III}^p(\phi)} \quad (2.2)$$

où  $\phi$  est l'angle en degré entre la direction de sollicitation de l'essai et la direction du laminage et  $d\epsilon_{II}^p(\phi)$  et  $d\epsilon_{III}^p(\phi)$  sont respectivement les incréments de déformations transverse et dans l'épaisseur. Ce rapport représente la pente des déformations mesurées à  $0^\circ$ ,  $45^\circ$  et  $90^\circ$  dans le repère  $(\epsilon_{III}^p, \epsilon_{II}^p)$ , respectivement  $r_0$ ,  $r_{45}$  et  $r_{90}$ .



La figure 2.2.10 présente les courbes expérimentales  $\epsilon_{III}^p$  en fonction de  $\epsilon_{II}^p$  issues des essais de traction à  $0^\circ$ ,  $45^\circ$  et  $90^\circ$  par rapport au sens du laminage. La détermination des déformations est issue des champs de déplacement obtenus par corrélation d'images. Il est donc possible d'évaluer localement la déformation longitudinale  $\epsilon_I$ , transversale  $\epsilon_{II}$  mais aussi dans l'épaisseur  $\epsilon_{III}$  (via l'hypothèse de conservation de volume).

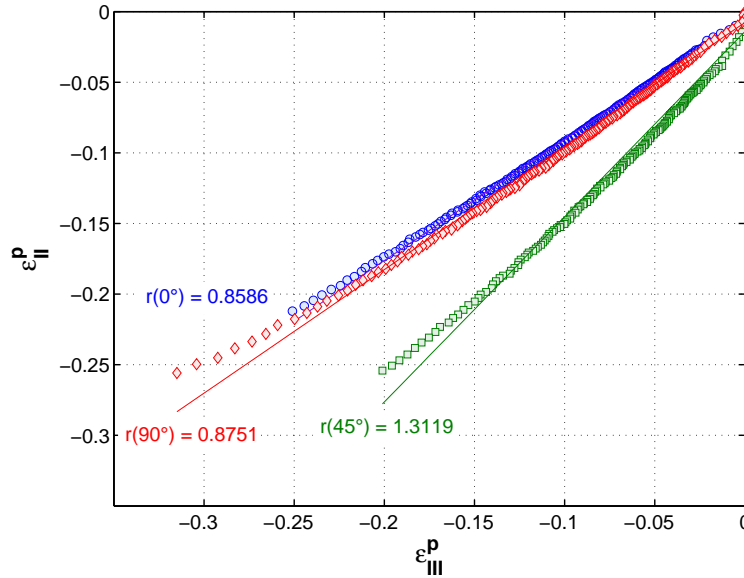


Fig. 2.2.10: Courbes expérimentales  $\epsilon_{III}^p$  en fonction de  $\epsilon_{II}^p$  issues des essais de traction à  $0^\circ$  (en bleu),  $45^\circ$  (en vert) et  $90^\circ$  (en rouge) par rapport au sens du laminage. Les droites représentent les droites de régressions linéaires pour l'identification des coefficients de Lankford.

Les valeurs des coefficients  $r_0$ ,  $r_{45}$  et  $r_{90}$  sont déterminées en réalisant une régression linéaire sur les mesures. Ces valeurs sont données dans le tableau 2.4.

Paramètres	$r_0$	$r_{45}$	$r_{90}$
Valeurs	0,8586	1,3119	0,8751

Tab. 2.4: Paramètres d'anisotropie plastiques.

Dans le cas d'un matériau isotrope, les valeurs des trois coefficients de Lankford valent 1. Ici, ils sont proches de l'unité, comparés à ceux d'un titane valant entre 3 et 6 [Pottier 10], par exemple. Le DC03 présente donc une faible anisotropie plastique.

## 2.3 Essai de cisaillement

### 2.3.1 Principe de l'essai de cisaillement

Le principe de l'essai de cisaillement simple consiste à déformer une éprouvette rectangulaire prise entre deux parties rigides en translation l'une par rapport à l'autre [Bouvier 06] et

dont la distance entre ces deux parties reste fixe. L'essai de cisaillement présente plusieurs avantages pour l'étude expérimentale des lois de comportement :

- il s'agit, avec l'essai de traction uniaxiale, d'un test pouvant être considéré comme homogène dans le cas des tôles minces,
- il permet aussi de réaliser des essais cycliques en inversant la direction de sollicitation mettant ainsi en évidence l'effet Bauschinger<sup>2</sup> et permettant également d'identifier les paramètres matériau des lois de comportement intégrant un écrouissage cinématique.

Plusieurs modèles éléments finis ont été développés afin d'étudier les effets de la forme de l'éprouvette sur le champ de contrainte et de déformation et plus particulièrement au niveau des bords libres [Yoon 05a, Bouvier 06]. Ces simulations montrent que le champ de contrainte est homogène au centre de l'éprouvette et que les contraintes normales sont faibles par rapport aux contraintes tangentielles. Dans le repère  $(x, y, z)$ , où  $x$  est aligné selon la direction de sollicitation,  $y$  aligné selon la direction transverse et  $z$  aligné selon la direction normale (figure 2.3.1), le tenseur de contrainte s'exprime :

$$\underline{\underline{\sigma}} = \begin{pmatrix} \sigma_{11} & \sigma_{12} & 0 \\ \sigma_{12} & \sigma_{22} & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{pmatrix} \quad (2.3)$$

Les composantes  $\sigma_{11}$  et  $\sigma_{22}$  peuvent augmenter de manière significative au niveau des bords libres de l'éprouvette mais peuvent être négligées en utilisant un rapport  $L/lu > 10$  où  $L$  est la longueur de l'éprouvette et  $lu$  la largeur utile cisailée de l'éprouvette [Rauch 89]. Dans notre cas, ce rapport vaut 12,5 ce qui signifie que les composantes  $\sigma_{11}$  et  $\sigma_{22}$  peuvent être négligées.

### 2.3.2 Dispositif expérimental

Les essais de cisaillement ont été réalisés sur un dispositif spécifique (figure 2.3.2) développé au laboratoire LIMATB de Lorient [Manach 02, Thuillier 09]. Ce dispositif de cisaillement est spécialement conçu pour l'étude des tôles métalliques. L'éprouvette est serrée entre deux mors, respectivement mobiles et fixes. Le dispositif est directement relié à une machine de traction hydraulique à deux colonnes INSTRON 8803 ayant une capacité maximale de 500  $kN$ . Elle impose le déplacement du mors mobile. La partie supérieure du dispositif est reliée à une cellule de force DYNACELL de 50  $kN$  pour mesurer les efforts au cours de la sollicitation. Les éprouvettes utilisées pour réaliser les essais de cisaillement simple ont pour dimensions  $18 \times 50 \times 1,5 \text{ mm}^3$  et la largeur de la zone cisailée  $lu = 4 \text{ mm}$ . La largeur de

2. L'effet Bauschinger se traduit par une limite d'élasticité au rechargement en changeant le sens de la sollicitation plus faible qu'à la charge.

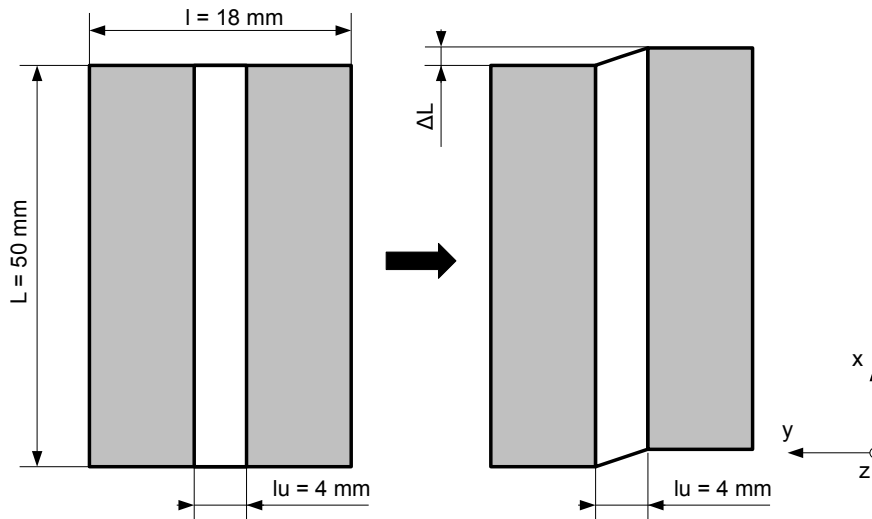


Fig. 2.3.1: Schéma de la géométrie de l'éprouvette de cisaillement avant et après déformation.

4 mm entre mors a été déterminée, lors de la conception du dispositif, de manière à éviter le flambage de l'éprouvette pour une longueur de 50 mm et une épaisseur de l'ordre du mm. Les éprouvettes sont découpées de façon à ce que le sens du laminage coïncide avec la direction de déplacement imposée  $x$ . La surface de l'éprouvette est mouchetée. La réalisation du mouchetis est identique à celle des essais de traction.

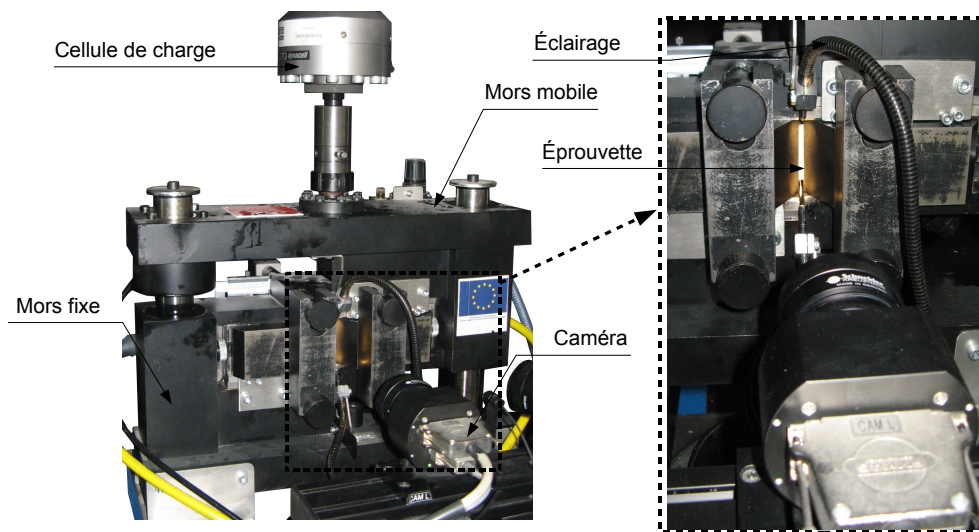


Fig. 2.3.2: Dispositif expérimental de l'essai de cisaillement.

L'acquisition des données de la machine de traction est faite sur un premier ordinateur par l'intermédiaire du logiciel Bluehill de INSTRON. Un second ordinateur est utilisé pour la gestion de la caméra rapide qui sert à l'acquisition des images.

Face à la surface de l'éprouvette mouchetée, une caméra rapide numérique monochrome de résolution  $1280 \times 1024$  pixels est positionnée pour l'enregistrement des images des essais.

Elle est équipée d'un objectif de 50 mm. La fréquence d'acquisition est fixée à  $1 \text{ i.s}^{-1}$ . Un système externe assure le bon éclairage de l'ensemble afin d'avoir un contraste optimal sur les images numériques enregistrées.

### 2.3.3 Résultats expérimentaux

La mesure de la déformation, lors d'un essai de cisaillement, n'est pas aussi directe que sur un essai de traction. En effet,  $\epsilon_{12}$  ne peut pas être mesuré directement au moyen d'un extensomètre par exemple et est obtenu par analyse d'images. Une autre méthode peut être utilisée pour calculer cette déformation, en divisant le déplacement du mors mobile par rapport au mors fixe  $\Delta L$  par la largeur utile de l'éprouvette  $lu$  :

$$\gamma = \frac{\Delta L}{lu}, \quad (2.4)$$

avec  $\gamma = 2\epsilon_{12}$ . Cependant cette méthode est peu précise car elle ne tient pas compte des effets de bords, elle est utilisée uniquement pour régler le déplacement à imposer au mors mobile. La figure 2.3.3 montre les courbes contrainte vraie de cisaillement  $\tau$  en fonction de la déviation angulaire  $\gamma$ . Quatre essais ont été réalisés, un essai de cisaillement monotone et trois essais cycliques pour lesquels la déviation angulaire  $\gamma$  varie entre 0,  $1 \leq \gamma \leq 0,4$ .

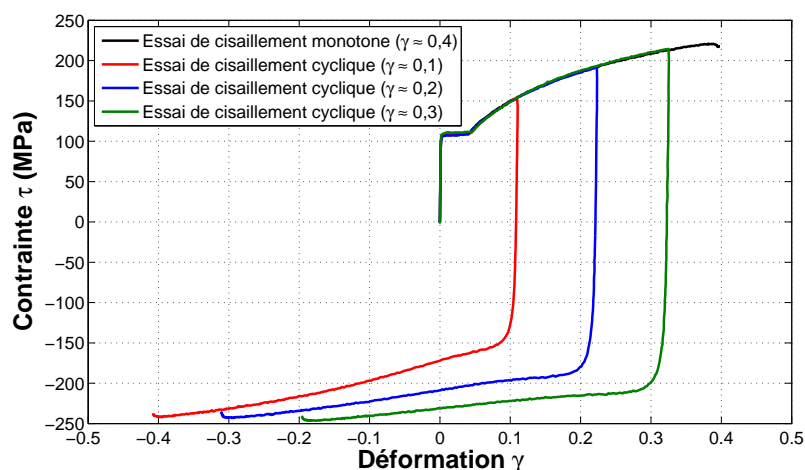


Fig. 2.3.3: Essais expérimentaux de cisaillement monotone et cycliques pour différentes déviations angulaires  $\gamma$ .

La courbe issue de l'essai de cisaillement monotone est constituée de trois parties : au début de l'essai, une partie linéaire, suivi d'un plateau représentant le passage des bandes de Lüders et enfin la troisième partie, traduisant l'écrouissage du matériau. Sur les trois autres essais, le seuil de plasticité à la recharge est plus faible qu'à la charge, ce qui signifie que le DC03 présente de l'écrouissage cinématique. La différence entre le seuil de plasticité à la charge et la

recharge n'est pas identique pour les trois essais de cisaillement cycliques et varie en fonction de la déviation angulaire  $\gamma$ . Elle est de l'ordre de 30 *MPa* pour  $\gamma \approx 0,1$ , de 40 *MPa* pour  $\gamma \approx 0,2$  et de 50 *MPa* pour  $\gamma \approx 0,3$ . Les résultats des essais de cisaillement montrent qu'il y a bien un effet Bauschinger qu'il faut prendre en compte dans le modèle de comportement.

### 2.4 Vers une modélisation du comportement du matériau

Dans un premier temps, des essais de traction ont été réalisés. Ils permettent de mettre en évidence une sensibilité du modèle de comportement à la vitesse de déformation ou à la direction de la sollicitation par rapport au sens du laminage. Les résultats de ces essais montrent que le matériau présente une faible sensibilité à la vitesse de déformation et une faible anisotropie plastique. Ces dernières ne seront pas prises en compte dans l'identification des paramètres du modèle de comportement menée dans ce chapitre. Dans un second temps, des essais de cisaillement cycliques ont été réalisés. Les résultats de ces essais montrent que le matériau présente de l'érouissage cinématique lorsqu'il est soumis à un chargement alterné. Par ailleurs, au cours du procédé incrémental et dans les conditions standards de mise en œuvre, le phénomène d'endommagement n'apparaît pas dans le matériau. C'est pourquoi il n'est pas pris en compte.

Les courbes contrainte-déformation sont limitées à des taux de déformation de l'ordre de 50 %. Cependant, ce taux peut atteindre 100 % au cours du procédé. Il est donc nécessaire d'extrapoler les résultats afin de l'atteindre et donc de modéliser le comportement du matériau. Le modèle de comportement mécanique retenu pour cette étude est de type élasto-plastique. Le matériau présente de l'érouissage isotrope et cinématique. Leurs paramètres sont identifiés à partir des essais de cisaillement cyclique. La question de prendre en compte le plateau engendré par l'apparition des bandes de Piobert-Lüders dans la modélisation est également discuté.

### 2.5 Modélisation du comportement du matériau

Pour résoudre un problème de mécanique, il est nécessaire d'utiliser des lois qui permettent de modéliser le comportement du matériau et d'en identifier les paramètres. Ce paragraphe présente le modèle de comportement choisi à partir de la base expérimentale proposée.

Dans le cadre de la mécanique des milieux continus, deux formulations différentes de la décomposition de la déformation existent : une décomposition additive ou une décomposition multiplicative. Cette différence est conditionnée en pratique au taux de déformation. En effet

pour des déformations inférieures à 5 %, la décomposition de la déformation est additive et respecte l'hypothèse des petites transformations, sinon elle est multiplicative [Lemaitre 09]. L'amplitude des déformations constatée numériquement ne permet pas de satisfaire l'hypothèse des petites transformations. Le formalisme en grandes transformations doit donc être utilisé dans l'établissement du modèle de comportement. La gestion des grandes transformations dans ABAQUS consiste à faire une décomposition additive des vitesses de déformation élastique et plastique et à définir un repère corotationnel rigide local, c'est-à-dire qui tourne avec la matière et ne se déforme pas. Aussi ce paragraphe présente le schéma de la formulation des lois élasto-plastiques dans le formalisme de la décomposition additive de la déformation. En raison d'une future application industrielle du modèle éléments finis, seules les lois de comportement déjà implantées dans le code de calcul éléments finis sont décrites.

Le comportement mécanique du matériau étudié est décomposé en un comportement élastique et un comportement plastique. La relation de la déformation s'écrit d'après l'hypothèse de partition des déformations :

$$\underline{\underline{\epsilon}} = \underline{\underline{\epsilon}}^e + \underline{\underline{\epsilon}}^p \quad (2.5)$$

où  $\underline{\underline{\epsilon}}$  est le tenseur de déformation totale,  $\underline{\underline{\epsilon}}^e$  le tenseur de déformation élastique et  $\underline{\underline{\epsilon}}^p$  le tenseur de déformation plastique. De même, l'hypothèse de partition des déformations implique une décomposition additive des vitesses de déformations :

$$\underline{\underline{\dot{\epsilon}}} = \underline{\underline{\dot{\epsilon}}}^e + \underline{\underline{\dot{\epsilon}}}^p \quad (2.6)$$

où  $\underline{\underline{\dot{\epsilon}}}^e$  et  $\underline{\underline{\dot{\epsilon}}}^p$  sont respectivement les vitesses de déformations élastique et plastique.

Pour construire le modèle numérique, les paramètres de ces comportements (comportement élastique et plastique) doivent être connus et nécessitent :

- d'associer un modèle de comportement mécanique au matériau en se fondant sur la base expérimentale d'essais mécaniques réalisés sur le matériau,
- d'identifier les paramètres du modèle de comportement choisi.

### 2.5.1 Comportement élastique

Le modèle d'élasticité se fonde sur la loi de Hooke généralisée qui s'écrit sous la forme :

$$\underline{\underline{\sigma}} = \underline{\underline{C}}^e : \underline{\underline{\epsilon}}^e \quad (2.7)$$

avec  $\underline{\underline{C}}^e$  le tenseur d'ordre 4 des rigidités élastiques contenant 81 coefficients élastiques. Comme indiqué au paragraphe 2.1, le matériau subit un recuit à 600 °C pendant une heure. De ce fait, le modèle de comportement élastique choisi est le modèle d'élasticité linéaire isotrope.

Dans le cas de l'élasticité linéaire isotrope c'est-à-dire lorsque le matériau a les mêmes propriétés élastiques dans toutes les directions, la loi de Hooke s'écrit ainsi :

$$\underline{\underline{\sigma}} = 2\mu\underline{\underline{\epsilon}} + \lambda tr(\underline{\underline{\epsilon}})\underline{\underline{I}} \quad (2.8)$$

où  $\mu$  et  $\lambda$  sont les coefficients de Lamé et  $\underline{\underline{I}}$  la matrice identité. Ces coefficients s'expriment en fonction du module d'Young  $E$  et du coefficient de Poisson  $\nu$  :

$$\lambda = \frac{E\nu}{(1 + \nu)(1 - 2\nu)} \quad (2.9)$$

$$\mu = \frac{E}{2(1 + \nu)} \quad (2.10)$$

Ce modèle élastique a l'avantage de définir entièrement le comportement élastique du matériau avec uniquement deux paramètres indépendants, le module d'Young  $E$  et le coefficient de Poisson  $\nu$ .

### 2.5.2 Comportement plastique

Pour décrire le comportement plastique du matériau, il est nécessaire de préciser deux notions : (i) celle de surface de charge, qui liée à un critère, donne dans l'espace des contraintes la forme du domaine d'élasticité, (ii) la règle d'écoulement qui fixe la manière dont les déformations plastiques vont s'opérer. Des variables internes de nature scalaire ou tensorielle doivent être ajoutées ensuite afin de rendre compte de l'évolution de la surface de charge.

Un domaine existe dans l'espace des contraintes à l'intérieur duquel le comportement est réversible et linéaire. La frontière de ce domaine est appelé surface de charge  $S_c$  et délimite le domaine d'élasticité  $C$ . La surface  $S_c$  est définie par une fonction seuil  $f(\underline{\underline{\sigma}})$  tel que :

$$\begin{cases} f(\underline{\underline{\sigma}}, R_{ecr}) < 0 \text{ correspond à l'intérieur du domaine } C, \\ f(\underline{\underline{\sigma}}, R_{ecr}) = 0 \text{ correspond à la limite du domaine } C, \end{cases} \quad (2.11)$$

Ainsi, il y a écoulement plastique dès que la fonction seuil  $f(\underline{\sigma}) = 0$  est atteinte. De plus, la condition de cohérence issue de la théorie classique de la plasticité [Lemaitre 09] impose que le point représentatif de l'état de contrainte se trouve, à tout instant, sur la surface de charge. En conséquence, toute augmentation de la contrainte au-delà de la surface de charge initiale, entraîne sa modification. Lorsque le chargement est monotone croissant, le seuil de plasticité est donc toujours égal à la plus grande valeur de contrainte atteinte.

Plusieurs critères permettent de définir cette surface. Seuls les deux critères déjà implantés dans le code de calcul éléments finis sont présentés :

- le critère de von Mises,
- le critère de Hill.

### 2.5.2.1 Critère de plasticité

Le critère de von Mises permet de définir avec une bonne approximation le domaine initial d'élasticité des matériaux métalliques isotropes [Lemaitre 09]. L'expression développée de la contrainte équivalente de von Mises dans l'espace des contraintes s'écrit :

$$\sigma_{eq}^{vM} = \sqrt{\frac{1}{2}[(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + (\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + (\sigma_{33} - \sigma_{11})^2] + 3(\sigma_{12}^2 + \sigma_{23}^2 + \sigma_{31}^2)} \quad (2.12)$$

où  $\sigma_{eq}^{vM}$  est la contrainte équivalente au sens de von Mises. Le critère de von Mises est très largement utilisé pour représenter le seuil d'écoulement plastique des métaux du fait de sa simplicité et de son introduction dans la plupart des codes de calculs Éléments Finis.

Le critère de Hill est un critère orthotrope issu d'une généralisation du critère de von Mises. Il est utilisé pour les matériaux anisotropes conservant trois plans de symétrie. Les intersections de ces trois plans sont les axes principaux d'orthotropie et sont pris comme repère pour exprimer ce critère qui s'écrit :

$$\sigma_{eq}^{Hill} = \sqrt{F(\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + G(\sigma_{33} - \sigma_{11})^2 + H(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + 2L\sigma_{23}^2 + 2M\sigma_{31}^2 + 2N\sigma_{12}^2} \quad (2.13)$$

où  $\sigma_{eq}^{Hill}$  est la contrainte équivalente au sens de Hill et  $F$ ,  $G$ ,  $H$ ,  $L$ ,  $M$  et  $N$  sont les six coefficients d'anisotropie.

Ce critère constitue encore à ce jour, la solution la plus utilisée pour simuler le comportement des matériaux métalliques laminés (tôles) [Haddadi 06, Lemaitre 09].



### 2.5.2.2 Écrouissage et écoulement plastique

Maintenant que la surface de charge et que le comportement du matériau à l'intérieur de cette surface ont été définis, il convient d'en définir son évolution en fonction de la contrainte et au cours de la déformation. Dans le cadre de la plasticité associée, la vitesse de déformation plastique est normale à la surface de charge. Cette propriété se traduit par la relation suivante :

$$\underline{\dot{\underline{\epsilon}}}^p = \dot{\lambda} \frac{\partial f}{\partial \underline{\underline{\sigma}}} \quad (2.14)$$

avec  $\dot{\lambda}$  appelé multiplicateur plastique, qui peut être déterminé si l'écrouissage est positif donc si la condition de cohérence s'applique. Cette relation est la loi d'écoulement plastique.

De plus, les théories classiques définissent deux façons pour représenter les évolutions du domaine de plasticité au cours du chargement :

- un gonflement homothétique de la surface : écrouissage isotrope,
- une translation du centre de la surface dans l'espace des contraintes : écrouissage cinématique.

#### 2.5.2.2.1 Écrouissage isotrope

La loi d'écrouissage isotrope définit l'évolution de la variable  $R_{ecr}$  lors du trajet de déformation et représente l'évolution de la taille du domaine d'élasticité avec la déformation plastique équivalente  $\epsilon_{eq}^p$ . Cette dernière est définie par la relation suivante :

$$\epsilon_{eq}^p = \int \sqrt{\frac{2}{3} \underline{\dot{\underline{\epsilon}}}^p : \underline{\dot{\underline{\epsilon}}}^p} dt \quad (2.15)$$

Ainsi, selon l'histoire du matériau, tout point de la courbe d'écrouissage est potentiellement amené à être le seuil de plasticité du matériau correspondant à un certain chargement. La fonction de charge ne dépend que du tenseur de contraintes  $\underline{\underline{\sigma}}$  et de la variable  $R_{ecr}$  de telle sorte que  $f = f(\underline{\underline{\sigma}}, R_{ecr})$ . Dans ces conditions, le critère de plasticité est exprimé sous la forme :

$$f = \sigma_{eq}(\underline{\underline{\sigma}}) - (R_{ecr} + \sigma_0) \quad (2.16)$$

où  $\sigma_{eq}$  est la contrainte équivalente dont l'expression dépend du critère utilisé, la variable  $R$  définit l'évolution du gonflement de la surface et  $\sigma_0$  est la limite d'élasticité du matériau. Différentes fonctions mathématiques peuvent être choisies pour définir cette évolution [Gronostajski 00]. Le prochain paragraphe présente plusieurs exemples de lois d'écrouissage.

L'une des plus simples est la relation de Ludwick :

$$R_{ecr} = K(\epsilon_p^{eq})^n, \quad (2.17)$$

où  $\epsilon_p^{eq}$  est la déformation plastique équivalente,  $K$  et  $n$  des paramètres matériau à déterminer à partir des données expérimentales. Ou encore la loi de Voce, utilisée dans les problèmes d'identification inverse [Ghouati 01], notamment lors des essais de cisaillement cyclique [Thuillier 09].

$$R_{ecr} = Q_\infty(1 - \exp(-b_0\epsilon_p^{eq})). \quad (2.18)$$

Dans ce cas, les paramètres d'écroissage sont  $Q_\infty$  et  $b_0$ . Il existe aussi d'autres lois d'écroissage faisant intervenir différents paramètres additionnels tels que la vitesse de déformation et la température [Gronostajski 00]. Cependant, dans cette étude, ces paramètres ne sont pas pris en compte. C'est pourquoi ils ne sont pas présentés.

#### 2.5.2.2.2 Écroissage cinématique

L'écroissage cinématique définit l'évolution du centre de la surface de charge dans l'espace des contraintes. La variable d'écroissage  $\underline{X}$  indique dans la configuration courante la position du centre de la surface de charge :

$$f = \sigma_{eq}(\underline{\sigma} - \underline{X}) \quad (2.19)$$

La loi d'écroissage cinématique la plus simple est la loi de Prager pour laquelle l'évolution de la variable d'écroissage  $\underline{X}$  est linéaire c'est-à-dire proportionnelle à la déformation plastique :

$$\underline{X} = C_0 \underline{\epsilon}_p. \quad (2.20)$$

Cependant, la linéarité associée à la réponse contrainte/déformation du matériau est rarement observée sur le plan expérimental [Toussaint 11]. La loi proposée par Ziegler permet de tenir compte de cette non linéarité en introduisant un terme de rappel :

$$\underline{\dot{X}} = \frac{C_0}{\sigma_0}(\underline{\sigma} - \underline{X})\dot{p} - \gamma_0 \underline{X}\dot{p}, \quad (2.21)$$

où  $C_0$  et  $\gamma_0$  sont deux paramètres à déterminer et  $\dot{p}$  la vitesse de déformation associée à la déformation plastique cumulée. C'est cette deuxième expression qui est utilisée pour décrire l'écroissage cinématique du matériau.

### 2.5.3 Choix du modèle de comportement

La modélisation du comportement du matériau passe par la détermination des propriétés élastique et plastique dont le formalisme a été présenté dans ce paragraphe. D'après les résultats des différents essais mécaniques réalisés :

- le modèle de comportement est de type élasto-plastique,
- le comportement élastique est représenté par un modèle d'élasticité linéaire isotrope,
- le critère de charge est le critère de von Mises,
- l'érouissage est de type combiné, c'est-à-dire que l'érouissage est à la fois isotrope et cinématique.

Dans le cas de l'érouissage isotrope, le code Éléments Finis propose une description tabulaire de la loi. La loi d'érouissage n'est plus continue mais discrète. Cette discrétisation ne permet donc plus d'avoir la contrainte quelle que soit la déformation. Les valeurs sont alors calculées par interpolation linéaire. Cette description permet de ne pas être restreint dans le choix d'une fonction mathématique associée à la loi d'érouissage isotrope. C'est cette description tabulaire de la loi d'érouissage isotrope qui est choisie et qui est utilisée dans le code de calcul. Elle est aussi appelée courbe de référence plastique.

Pour prendre en compte l'érouissage cinématique, c'est le modèle de Ziegler qui est utilisé. En effet, ce modèle est déjà implanté dans le code Éléments Finis et permet d'avoir une meilleure description de l'érouissage cinématique par rapport au modèle de Prager. Le tableau 2.5 récapitule les éléments retenus afin de définir le modèle de comportement du matériau étudié.

Comportement	Élément retenu
Élastique	Modèle d'élasticité isotrope
Plastique	Contrainte équivalente de von Mises
	Loi d'érouissage combinée : isotrope (description tabulaire) et cinématique

Tab. 2.5: Récapitulatif des différents éléments retenus afin de traduire le comportement du matériau.

## 2.6 Identification des paramètres du modèle de comportement du matériau

### 2.6.1 Identification des paramètres du modèle élastique

La méthode d'identification du module d'Young est obtenue en exploitant 50 cycles de charges-décharges dans le domaine élastique. Ces cycles sont réalisés sur la machine de traction présentée au paragraphe 2.2.2. Ils sont compris entre deux pourcentages de la valeur

de la limite d'élasticité initiale du matériau  $\sigma_0$  soit  $0,20\sigma_0$  et  $0,80\sigma_0$ . Une étude, réalisée par Vautrot [Vautrot 11], a permis de choisir les valeurs de ces pourcentages. Les essais ont été réalisés à faible vitesse de déformation ( $1 \times 10^{-3} \text{ s}^{-1}$ ). La figure 2.6.1 (a) représente la contrainte en fonction du temps  $\sigma(t)$ . La vitesse de chargement et déchargement est identique et vaut environ  $180 \text{ MPa.s}^{-1}$ . La figure 2.6.1 (b) représente la réponse  $\sigma(\epsilon)$  correspondant aux essais de charge-décharge élastique. Cette dernière est linéaire. De plus, elle présente une très faible hystérésis, inférieure à  $1 \times 10^{-3} \%$ .

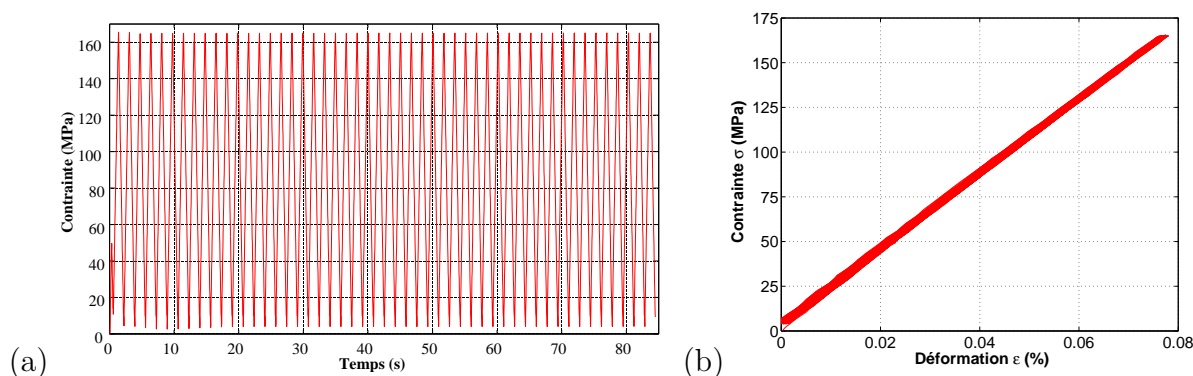


Fig. 2.6.1: (a) Profil de chargement de l'essai cyclique pour la détermination du module d'Young du DC03 et (b) réponse  $\sigma(\epsilon)$  correspondant.

Le calcul de la moyenne du module d'Young et de l'écart type résulte d'une régression linéaire sur chaque pente  $\sigma(\epsilon)$  de la figure 2.6.1 (b). Le tableau 2.6 présente les résultats obtenus.

Acier	Module d'Young (GPa)	Écart type (GPa)
DC03	208,5	1,1

Tab. 2.6: Résultats des essais cycliques sur le DC03.

Le coefficient de Poisson  $\nu = 0,3$  du matériau ainsi que sa masse volumique  $\rho = 7800 \text{ kg/m}^3$  sont des données issues de la littérature.

## 2.6.2 Loi d'écroutissement utilisée dans le modèle éléments finis

Les lois d'écroutissement isotropes, décrites au paragraphe 2.5.2.2.1, ne prennent pas en compte le plateau dû aux bandes de Piobert-Lüders. Deux solutions ont été mises en œuvre alors pour représenter la loi d'écroutissement isotrope du DC03 :

- l'ajustement d'une loi d'écroutissement par la méthode des moindres carrés, présentée dans le paragraphe 2.5.2.2.1, sur l'ensemble de la partie plastique de la courbe identifiée comprenant le plateau,
- l'ajustement de deux fonctions mathématiques par la méthode des moindres carrés, une pour représenter le plateau et l'autre pour représenter la partie plastique après le plateau.

La figure 2.6.2 montre la courbe de référence du DC03 et de ses deux représentations : (i) en bleue, l’ajustement d’une loi d’écroutissage de type Ludwik sur l’ensemble de la partie plastique, (ii) en rouge, l’ajustement d’une fonction constante sur le plateau suivi de l’ajustement d’une fonction puissance sur la partie plastique après le plateau.

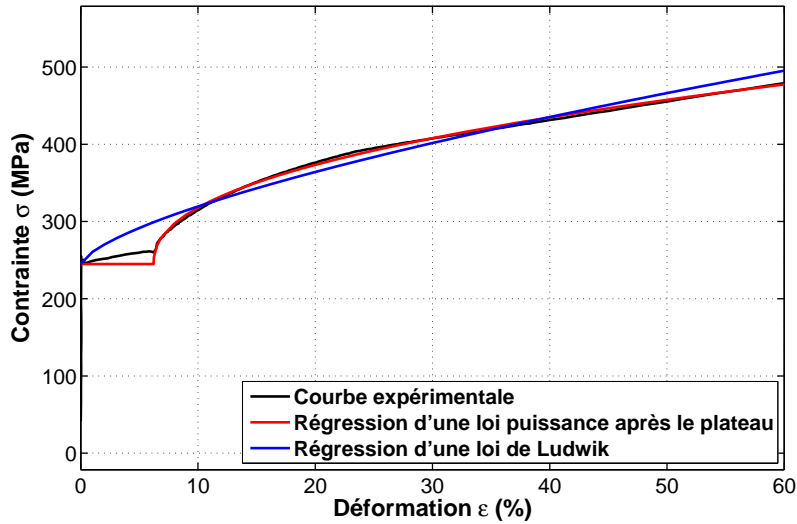


Fig. 2.6.2: Courbes expérimentales de traction  $\sigma(\epsilon)$  et représentation par différentes fonctions.

La première solution ne représente pas correctement le comportement de ce type d’acier. En effet, le plateau n’étant pas représenté, ces lois génèrent une erreur sur la représentation de la loi de comportement introduite dans le code de calcul éléments finis. La seconde solution représente mieux le comportement du DC03, cependant nécessite l’association de deux lois mathématiques, une constante pour représenter le plateau et une seconde de type puissance.

Numériquement, si ce plateau est introduit dans la courbe de référence dans le logiciel de calcul par éléments finis et que l’essai de traction est modélisé, il se traduit par une homogénéisation sur toute l’éprouvette du comportement et ainsi, à déplacement imposé, le plateau se produit au même moment dans toute l’éprouvette. Même si le phénomène physique des bandes de Piobert-Lüders n’est pas représenté, le comportement global est respecté.

C’est la seconde solution qui est choisie pour représenter la loi d’écroutissage utilisée dans le modèle éléments finis.

### 2.6.3 Identification des paramètres de la loi d’écroutissage isotrope et cinématique

L’identification des paramètres de la loi d’écroutissage isotrope et cinématique se fonde sur les essais de cisaillement. Une procédure a été mise en place afin d’identifier les paramètres

du comportement du matériau. Les paragraphes suivants décrivent donc cette procédure. Les résultats issus de cette identification sont finalement présentés.

### 2.6.3.1 Procédure d'identification par analyse inverse

La figure 2.6.3 montre le schéma de principe de la procédure d'identification des paramètres de l'érouissage isotrope et cinématique. La méthode consiste tout d'abord à établir un modèle éléments finis qui reproduit l'essai. Un jeu initial de paramètres est donné à la loi de comportement utilisée dans le modèle éléments finis. L'identification de paramètres matériau par la méthode de recalage de modèle éléments finis doit passer par un processus d'optimisation itératif. Ce processus est basé sur la comparaison des résultats de la simulation numérique et de l'essai expérimental. L'optimum est trouvé lorsque les résultats fournis sont identiques. C'est-à-dire que les paramètres matériau identifiés permettent de décrire le comportement du matériau tel qu'il a été sollicité expérimentalement durant l'essai. Le nombre de variables comparées entre le modèle et l'essai peut varier, par exemple en comparant uniquement les efforts expérimentaux à ceux issus du modèle numérique et/ou en comparant le champ de déplacement. Plusieurs méthodes d'identification paramétrique basées sur ces variables ont été développées [Grédiac 04, Bonnet 05, Avril 07, Avril 08a, Pottier 10]. Bien évidemment, plus il y a de facteurs de comparaison rapportés au nombre d'inconnues et plus l'identification inverse est stable [Kleinermann 00, Avril 08b] c'est-à-dire converge vers le même optimum.

L'essai de cisaillement, dans notre cas, a été considéré comme homogène. Ainsi, la comparaison des mesures de champs de déplacement issues des essais et du modèle n'est pas nécessaire. L'identification inverse a donc été menée en comparant uniquement les efforts. Le champ de déplacement est déterminé afin de calculer la déviation angulaire  $\gamma$ . La résolution du problème éléments finis permet de calculer la déformation en cisaillement ainsi que les efforts extérieurs. Une fonction objectif est construite sur la base des résultats des calculs et des mesures puis un algorithme d'optimisation actualise itérativement le jeu de paramètres. La formulation de la fonction objectif est donnée par :

$$f(\mathbf{x}) = \sum_{i,j=1}^{N_e, N_t} \left( \left| \tau_{i,j}^{EF}(\mathbf{x}) \gamma_{i,j}^{EF}(\mathbf{x}) - \tau_{i,j}^{exp} \gamma_{i,j}^{exp} \right| \right)_{i,j} \quad (2.22)$$

où  $N_t$  est le nombre de pas de temps,  $N_e$  le nombre d'essais considérés et où  $\tau_{i,j}^{EF}$ ,  $\gamma_{i,j}^{EF}$ ,  $\tau_{i,j}^{exp}$  et  $\gamma_{i,j}^{exp}$  sont respectivement la contrainte de cisaillement et la déviation angulaire issues des résultats des calculs et des mesures. Le processus d'optimisation peut être conduit sur une série de plusieurs essais. Dans notre cas  $N_e = 3$ , pour les trois essais de cisaillement à  $\gamma = 0, 1$ ,  $\gamma = 0, 2$  et  $\gamma = 0, 3$ . Un critère de convergence permet de stopper l'actualisation.

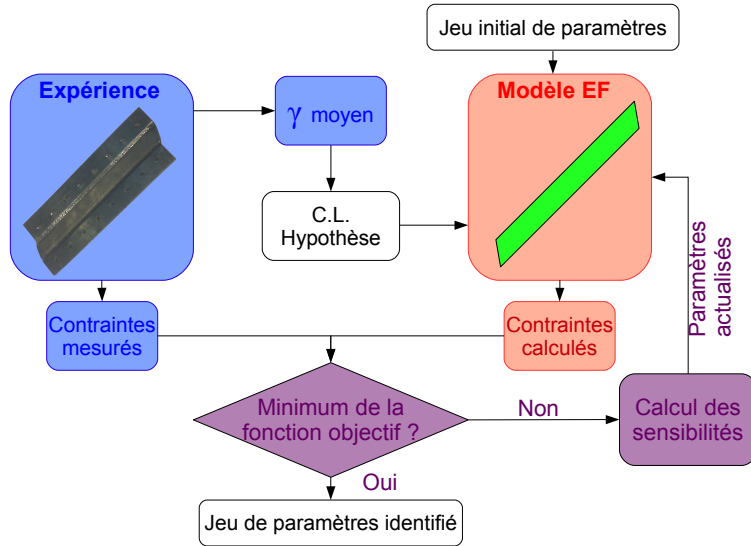


Fig. 2.6.3: Schéma de principe de l'identification paramétrique sans mesure de champs.

Le processus itératif passe par le choix d'une méthode d'optimisation. Les méthodes d'optimisation d'ordre 0, comme la méthode du simplexe par exemple, sont gourmandes en temps de calcul lorsque le nombre de paramètres augmente [Nelder 65, Khalfallah 02]. L'emploi d'une méthode d'optimisation d'ordre 1 est donc à privilégier lorsque le nombre de paramètres à optimiser devient supérieur à deux ou trois. Ce type de méthode nécessite le calcul de la dérivée des réponses numériques par différence finie et permet ainsi de connaître la matrice de sensibilité dont la forme s'écrit :

$$J(\underline{x}) = \begin{bmatrix} \frac{\partial r_1(\underline{x})}{\partial x_1} & \frac{\partial r_1(\underline{x})}{\partial x_2} & \dots & \frac{\partial r_1(\underline{x})}{\partial x_q} \\ \frac{\partial r_2(\underline{x})}{\partial x_1} & \frac{\partial r_2(\underline{x})}{\partial x_2} & \dots & \frac{\partial r_2(\underline{x})}{\partial x_q} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ \frac{\partial r_{n_r}(\underline{x})}{\partial x_1} & \frac{\partial r_{n_r}(\underline{x})}{\partial x_2} & \dots & \frac{\partial r_{n_r}(\underline{x})}{\partial x_q} \end{bmatrix} \quad (2.23)$$

où  $\underline{x}$  est le vecteur de paramètres à optimiser,  $r(\underline{x})$  est le résidu ou fonction objectif,  $n_r$  et  $q$  sont respectivement le nombre total de réponses matérielles et le nombre de paramètres à optimiser. Afin de calculer toutes les composantes de cette matrice, un schéma de dérivation « avant » ou « arrière » a été utilisé, basé sur l'approximation de Taylor. Cette approximation calcule le résidu en perturbant chaque paramètre d'une valeur  $\Delta x$ . Cette dernière est un pourcentage de la valeur à perturber. Une revue détaillée de la méthode utilisée ainsi que sur le calcul par différence finie de la matrice de sensibilité sont disponibles dans les travaux de Kleinermann [Kleinermann 00], Gresovnik [Gresovnik 00] ainsi que Pottier [Pottier 10, Pottier 11].

Dans le paragraphe suivant, différents essais de cisaillement sont utilisés pour déterminer les paramètres du modèle de comportement plastique avec écrouissage cinématique. Ce modèle est constitué d'une loi de Voce, du critère de von Mises et d'une loi de Ziegler et d'un terme de rappel pour l'écrouissage cinématique. Les paramètres du modèle sont identifiés par méthode inverse à partir d'une base expérimentale constituée de trois essais de cisaillement cycliques pour différents  $\gamma = 0, 1$ ,  $\gamma = 0, 2$  et  $\gamma = 0, 3$ . Le module d'Young  $E$ , le coefficient de poisson  $\nu$  et la masse volumique  $\rho$  sont identiques à ceux du paragraphe 2.6.1.

Le comportement du DC03 est donc représenté par un comportement élasto-plastique associé au critère de von Mises et d'un écrouissage isotrope et cinématique. La courbe d'écrouissage se décompose en deux parties : une fonction constante  $\sigma(\epsilon) = \sigma_0$  pour le plateau et l'écrouissage après le plateau représenté par une fonction exponentielle  $\sigma(\epsilon) = \sigma_0 + Q_\infty(1 - \exp(-b_0(\epsilon - \epsilon_1)))$ . Les deux paramètres supplémentaires  $\sigma_0$  et  $\epsilon_1$  sont à identifier dans l'analyse inverse afin de prendre en compte le plateau. L'écrouissage cinématique est identifié à partir des paramètres de la loi de Ziegler  $C_0$  et  $\gamma_0$ .

### 2.6.3.2 Modèle numérique de l'essai de cisaillement

La construction du modèle numérique de l'essai de cisaillement part des hypothèses suivantes :

- $\sigma_{12}$  (ou  $\tau$ ) est homogène dans toute l'éprouvette,
- $\sigma_{11}$  et  $\sigma_{22}$  sont négligés,
- les conditions aux limites sont considérées comme étant parfaites (pas de rotation de corps rigides, *etc.*).

À partir de ces hypothèses, le modèle numérique peut se réduire à un seul élément bidimensionnel, dont un côté est bloqué en translation (représentant le mors fixe) et l'autre côté bloqué en translation selon la direction  $y$  et où est imposé un déplacement sur  $x$  (représentant le mors mobile) comme l'illustre la figure 2.6.4.

Les dimensions de la pièce déformable du modèle éléments finis duplique pour la longueur et l'épaisseur celles de l'éprouvette et pour la largeur celle de l'espace entre les mors de la machine de cisaillement. Les conditions aux limites en déplacement qui sont appliquées dans les modèles éléments finis sont issues de l'analyse d'images de l'essai. Cependant, comme l'illustre la figure 2.6.4, la géométrie du modèle éléments finis et la zone d'analyse ne représentent pas entièrement l'éprouvette réelle. De même, la zone d'analyse ne représente pas complètement la zone modélisée. De ce fait, les nœuds des bords non libres ne disposent pas d'informations expérimentales. Le déplacement imposé à ces nœuds dépend directement du  $\gamma$  expérimental et de l'entraxe entre les mors, ici fixé à 4 mm (éq. 2.4). Le  $\gamma$  expérimental est calculé à partir de l'analyse d'images avec  $\gamma = 2\epsilon_{12}$ . La déformation de cisaillement  $\epsilon_{12}$  est calculée sur la moyenne des déformations issues de chaque motif de l'analyse d'images.



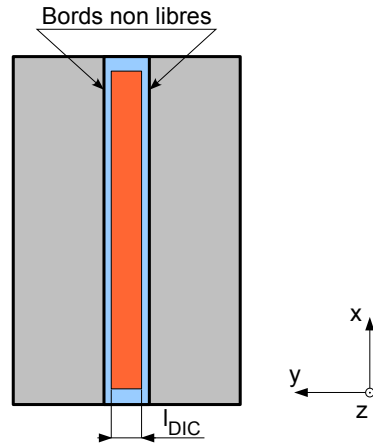


Fig. 2.6.4: Géométrie de l'éprouvette de cisaillement : géométrie réelle de l'éprouvette (blanc+gris), zone analysée par le logiciel d'analyse d'images (orange) et zone modélisé sous ABAQUS (orange + bleu).

Le tableau 2.7 récapitule les informations nécessaires à la modélisation des trois essais de cisaillement cycliques. Toutes les valeurs dimensionnelles sont données en *mm*.

Essais	Épaisseur	Longueur	Largeur	Déplacement à la charge
$\gamma \approx 0,1$	1,474	49,7	4	0,438
$\gamma \approx 0,2$	1,495	49,73		0,892
$\gamma \approx 0,3$	1,485	49,72		1,324

Tab. 2.7: Informations entrées dans le modèle éléments finis pour simuler numériquement les trois essais de cisaillement cycliques.

### 2.6.3.3 Résultats de l'identification inverse

Les valeurs initiales des paramètres à identifier de la loi d'écroutissement isotrope et cinématique sont arbitrairement choisies telles que respectivement  $Q_\infty = 170 \text{ MPa}$ ,  $b_0 = 5$ ,  $C_0 = 0,5 \text{ MPa}$  et  $\gamma_0 = 0,8$ . Identiquement, les valeurs des paramètres  $\sigma_0$  et  $\epsilon_1$  sont choisies arbitrairement tels que  $\sigma_0 = 250 \text{ MPa}$  et  $\epsilon_1 = 6,22 \%$ . Les paramètres de l'identification après optimisation sont regroupés dans le tableau 2.8.

$Q_\infty$	$b_0$	$C_0$	$\gamma_0$	$\sigma_0$	$\epsilon_1$
245 MPa	10,78	138,2 MPa	5,6	192 MPa	2,7 %

Tab. 2.8: Paramètres identifiés par méthode inverse sans mesure de champs.

La figure 2.6.5 présente les résultats issus des essais de cisaillement cycliques et issus de la simulation pour les différents  $\gamma$  avec les paramètres identifiés.

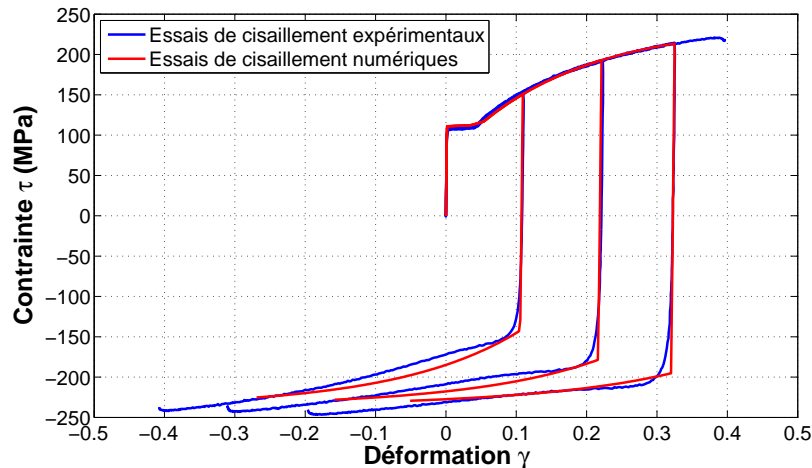


Fig. 2.6.5: Essais numériques et expérimentaux des essais de cisaillement pour différents  $\gamma$  après identification inverse des paramètres d'écrouissage isotrope et cinématique.

Les courbes numériques représentent correctement le comportement du matériau lors de l'essai de cisaillement. Cependant, la limite élastique à la recharge n'est pas correctement représentée. En effet, une différence de l'ordre de 50 MPa est observée. Cette différence engendre une prédiction de la limite d'élasticité plus haute que celle observée expérimentalement.

## 2.7 Conclusion et synthèse

Dans un premier temps, des essais de traction ont été réalisés. Les résultats de ces essais montrent que le matériau présente une faible anisotropie plastique ainsi qu'une faible sensibilité à la vitesse de déformation dans la plage considérée entre  $1 \times 10^{-3} \text{ s}^{-1}$  et  $1 \times 10^{-1} \text{ s}^{-1}$ . Ces derniers n'ont pas été pris en compte dans l'identification des paramètres du modèle de comportement menée dans ce chapitre. Dans un second temps, des essais de cisaillement cyclique ont été réalisés. L'analyse des résultats de ces essais montrent que le matériau présente de l'écrouissage cinématique lorsqu'il est soumis à un chargement alterné.

Les déformations imposées par le procédé au matériau sont élevées, de l'ordre de 100 %. Les résultats des essais n'atteignant pas ce taux, le comportement du matériau a été modélisé. Les paramètres du modèle de comportement ont été identifiés à partir des essais de cisaillement cycliques au moyen d'une méthode par analyse inverse. Le tableau 2.9 rassemble les différents paramètres identifiés du modèle de comportement. La courbe de référence plastique se décompose en deux parties : un plateau et l'écrouissage après le plateau. Ce plateau est dû aux bandes de Piobert-Lüders. Afin d'en tenir compte, les fonctions mathématiques, représentant chacune des parties, sont ajustées par la méthode des moindres carrés : une

## 2. CARACTÉRISATION ET MODÉLISATION DU COMPORTEMENT DU MATÉRIAU

---

fonction constante représentant le plateau et une fonction exponentielle pour l'érouissage après le plateau.

Modèle de comportement	Paramètres			
Élastique	<b>Modèle d'élasticité isotrope</b>			
	$E$ (GPa)	$\nu$	$\rho$ (kg/m <sup>3</sup> )	
	208,5	0,3	7800	
Plastique	<b>Érouissage isotrope (description tabulaire)</b>			
	$\sigma_0$ (MPa)	$\epsilon_1$ (%)	$Q_\infty$ (MPa)	$b_0$
	192	2,7	245	10,78
	<b>Érouissage cinématique</b>			
	$C_0$ (MPa)		$\gamma_0$	
	138,2		5,6	

Tab. 2.9: Jeux de paramètres matériau du modèle de comportement avec érouissage combiné identifié à partir de l'essai de cisaillement.

Ce sont ces paramètres qui sont utilisés dans le modèle de comportement du matériau. Ce dernier est utilisé pour représenter le comportement de la virole afin de modéliser le procédé de formage incrémental étudié.

# Chapitre 3

## Modélisation du procédé de formage incrémental étudié

Le matériau DC03 a été caractérisé par des essais de traction uniaxiale et des essais de cisaillement cyclique. Les résultats de ces essais ont permis d'identifier un modèle de comportement qui intègre l'écroutissage cinématique. Par contre, ce modèle ne prend pas en compte l'anisotropie plastique et la sensibilité à la vitesse de déformation. Ce modèle de comportement est utilisé afin de modéliser le comportement de la virole lors de la simulation du procédé de formage incrémental.

Le chapitre est divisé en deux parties. Une première partie qui consiste à modéliser le procédé de formage incrémental sur une pièce de référence. Un modèle éléments finis tridimensionnel est donc construit. Les résultats issus de la simulation sont comparés aux données expérimentales afin de déterminer si ce modèle est une bonne représentation du procédé réel. Les résultats comparés sont : le profil de la pièce déformée et les efforts sur le galet. Ce sont les seules données expérimentales utiles pour le partenaire industriel. Afin de réduire les temps de calculs conséquents de la simulation du modèle tridimensionnel, un modèle bidimensionnel axisymétrique a été construit. Pour valider ce dernier, le profil de la pièce déformée issu des deux simulations, leurs déformations ainsi que leurs contraintes résiduelles ont été comparées et discutées.

La deuxième partie du chapitre est dédiée à l'étude de cas industriel. Elle est réalisée afin de mettre en évidence si la modélisation du procédé étudié précédemment est applicable sur d'autres cas. Un modèle éléments finis est construit. Le modèle de comportement identifié au chapitre 2 y est utilisé. Les résultats de la simulation du modèle éléments finis sont comparés à ceux issus des mesures réalisés avec le partenaire industriel.

## 3.1 Étude d'une pièce de référence

### 3.1.1 Modèle éléments finis, conditions aux limites et maillage

Les simulations numériques ont été réalisées à partir d'un modèle éléments finis tridimensionnel. La géométrie et la position des pièces les unes par rapport aux autres du modèle sont identiques à celles données par les plans du partenaire industriel. Une cinématique différente de celle du procédé a été utilisée. Cette cinématique permet de diminuer les temps de calculs en évitant la projection des nœuds à chaque incrément [Davey 02]. La figure 3.1.1 (a) présente schématiquement la cinématique utilisée du modèle éléments finis.

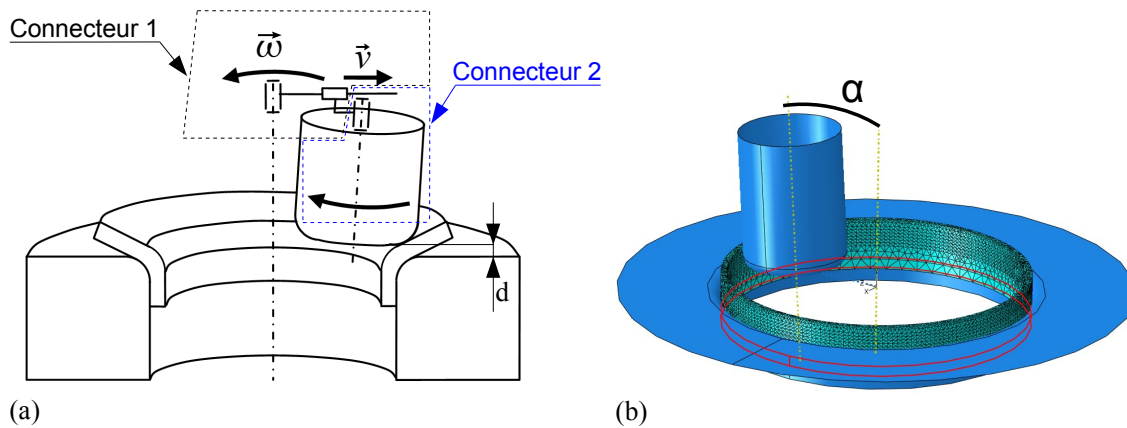


Fig. 3.1.1: (a) Représentation de la cinématique et (b) modèle éléments finis tridimensionnel avec matérialisation de l'encastrement de la virole sur la matrice.

Le galet est animé d'un mouvement de translation et d'un double mouvement de rotation. Ce double mouvement se caractérise par la rotation libre du galet sur son axe de révolution et reprend le mouvement de rotation de la matrice. La cinématique du galet est gérée par des liaisons de type connecteurs sous ABAQUS.

Les connecteurs font la connexion entre un point de deux pièces différentes ou entre un point d'une pièce et un point fixe [Hibbit 04]. Cette connexion remplace la liaison qui existe entre ces deux points et permet, par exemple, de réaliser des liaisons cinématiques (liaison pivot, glissière, etc.) entre plusieurs pièces. Ainsi chaque connecteur possède ses propres degrés de liberté. Dans le cas étudié, la cinématique du galet nécessite l'utilisation de deux connecteurs. La figure 3.1.1 (a) montre leurs liaisons cinématiques auxquelles des conditions doivent être associées. Une représentation du modèle éléments finis et des connecteurs est présentée figure 3.1.2. Les connecteurs sont représentés en bleu et leurs degrés de liberté en rouge. Le connecteur C1, reliant le point A, situé sur l'axe de la pièce, au point B, situé sur l'axe du galet modélise une liaison glissière selon son propre axe. Le connecteur C2, reliant le point B au point C, situé également sur l'axe du galet représente une liaison pivot selon l'axe du galet. Ainsi, la trajectoire pseudo-circulaire du galet autour de la pièce est pilotée

par la rotation selon l'axe  $(A, \vec{y})$  de la pièce du point A. Le déplacement du galet est imposé via une condition cinématique en vitesse de déplacement sur le connecteur C1. Le degré de liberté du connecteur C2 permet au galet sa rotation libre sur son axe de révolution quand du frottement est modélisé entre la pièce et l'outil.

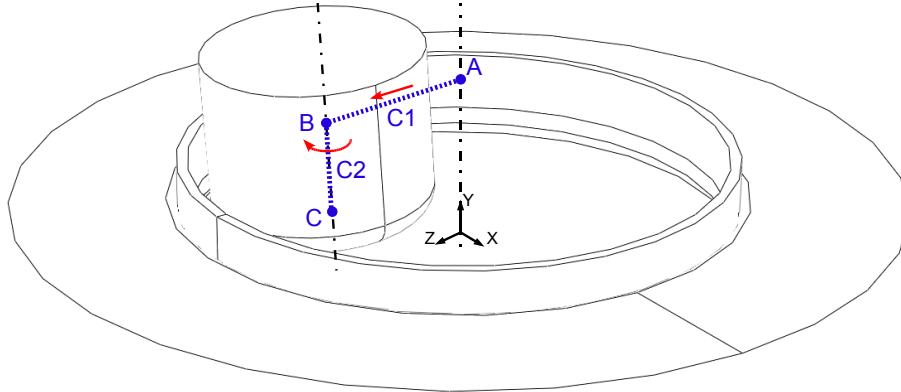


Fig. 3.1.2: Représentation schématique des connecteurs utilisés pour imposer les conditions cinématiques au galet.

Les conditions cinématiques du point A, du degré de liberté du connecteur C1 et du degré de liberté du connecteur C2 sont résumées dans le tableau 3.1 : avec  $U$  une condition cinématique de déplacement,  $U_R$  une condition cinématique de rotation ( $U_{Ry}$  suivant l'axe Y),  $V_z$  une condition cinématique en vitesse de déplacement suivant l'axe Z et  $\mu$  le coefficient de frottement.

	Point A : $U$	Point A : $U_{Ry}$	C1 : $V_z$	C2 : $U_R$
<b>Formage incrémental</b>	0	$\omega$	$v$	0 si $\mu = 0$ , $\emptyset$ sinon

Tab. 3.1: Récapitulatif des conditions cinématiques du modèle éléments finis.

La virole est encastrée partiellement sur la matrice. Les traits rouges sur la surface intérieure de la matrice (figure 3.1.1 (b)) matérialisent les frontières de cet encastrement. Le contact entre la virole et l'outillage (galet et matrice) est traité par un algorithme de contact rigide maître-esclave avec une méthode de pénalité et intègre le frottement au travers d'une loi de Coulomb à coefficient constant.

Seule la virole est maillée. Afin de gagner en temps de calcul, le galet et la matrice sont considérés comme des surfaces analytiques rigides. L'étude de sensibilité du modèle éléments finis (annexe B) a permis de choisir le maillage *ad hoc*. La virole est maillée avec des éléments hexaédriques à interpolation linéaire C3D8. Ce maillage est raffiné sur  $\frac{1}{8}$ <sup>ème</sup> de la circonférence de la pièce. La figure 3.1.3 présente le maillage de la virole du modèle éléments finis du procédé de formage incrémental étudié. L'étude de sensibilité montre aussi que le coefficient

de frottement n'a pas d'influence. Il est donc considéré comme nul. De ce fait, la rotation du galet sur son axe de révolution est bloquée.

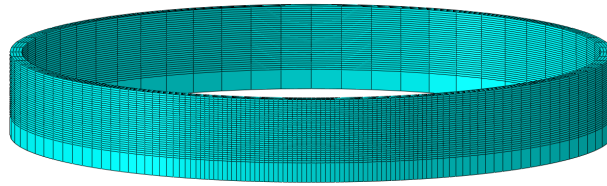


Fig. 3.1.3: Maillage de la virole du modèle éléments finis du procédé de formage incrémental étudié.

#### 3.1.2 Schéma de résolution du problème éléments finis

Dans tout procédé, il y a une phase d'accélération inhérente à la mise en mouvement de l'outillage. Elle est présente au début du procédé, lorsque la virole est mise en rotation et avant la stabilisation de la vitesse de rotation. De même, une fois la vitesse de la virole constante, lorsque le galet vient déformer la pièce, lors du contact entre le galet et la virole, il passe d'une vitesse nulle à une vitesse imposée par le contact.

La modélisation du procédé porte uniquement sur la phase dite de vitesse stabilisée, c'est-à-dire où la vitesse de la matrice et donc de la virole est constante. La figure 3.1.4 montre l'accélération angulaire du galet suivant son axe de rotation pendant la simulation du procédé. Hormis au début de la simulation, l'accélération est proche de 0.

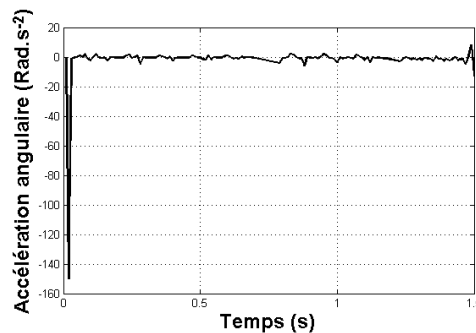


Fig. 3.1.4: Accélération angulaire du galet lors du procédé.

Dans ce modèle numérique, l'hypothèse a donc été faite de négliger l'effet d'inertie. Le problème est donc résolu en effectuant une suite de calculs dans lesquels l'équilibre statique est respecté. Pour résoudre un problème statique, l'utilisation d'ABAQUS/STANDARD est nécessaire. Dans cette version, seule l'utilisation du schéma implicite est proposée.

## 3.2 Essais sur le procédé étudié

Les essais expérimentaux portent sur la déformation incrémentale d'une virole au moyen d'un galet sur une matrice de forme. La figure 3.2.1 montre le banc instrumenté sur lequel toutes les viroles ont été déformées.

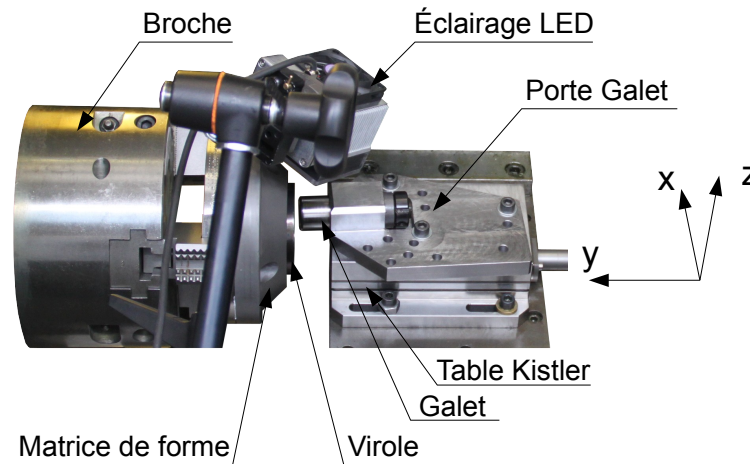


Fig. 3.2.1: Banc d'essais expérimental instrumenté.

Les essais ont été réalisés sur un tour à Commande Numérique (CN). Contrairement au tour semi-automatique utilisé pour les essais menés dans l'étude de sensibilité du modèle éléments finis (annexe B), le tour CN présente moins de jeux et une cinématique plus précise de l'outillage. La figure 1.1.5, déjà présentée au paragraphe 1.1.2, montre les différentes variables définissant les dimensions de la virole. Son diamètre extérieur est  $D = 77,65 \text{ mm}$ , son épaisseur  $e = 1,5 \text{ mm}$  et sa largeur  $l = 10,7 \text{ mm}$ . La mise en forme est réalisée à température ambiante au moyen d'un outillage principalement constitué d'une matrice de forme et d'un galet. La figure 1.1.4, déjà présentée au paragraphe 1.1.2, montre les différentes variables du procédé étudié. La matrice de forme est montée dans les mors d'un tour CN et soumise à un mouvement de rotation à vitesse constante  $N$  (*tour/min*). Le galet venant déformer la pièce est animé d'un mouvement de translation rectiligne à vitesse constante  $v$  (*mm/s*). L'espace restant entre le galet et la matrice de forme est constant  $d$  (*mm*). Le porte galet permet de faire varier l'angle  $\alpha$  ( $^\circ$ ) par rapport à l'axe de la matrice. Le porte galet est par ailleurs fixé à une table de mesure d'efforts. Ces derniers notés  $F_x$ ,  $F_y$  et  $F_z$  étant respectivement l'effort radial, axial et tangentiel. La fréquence d'acquisition est fixée à  $100 \text{ Hz}$ .

La figure 3.2.2 présente les trois efforts et la résultante en fonction du temps. Les paramètres du procédé utilisés sont les suivants :  $d = 1,5 \text{ mm}$ ,  $N = 500 \text{ tour/min}$ ,  $v = 8 \text{ mm/s}$ , et  $\alpha = 4^\circ$ . L'oscillation visible, surtout sur  $F_z$ , est due à un défaut d'alignement entre l'axe de rotation du tour CN et l'axe de la matrice. Ce défaut est de l'ordre de  $10 \mu\text{m}$ .



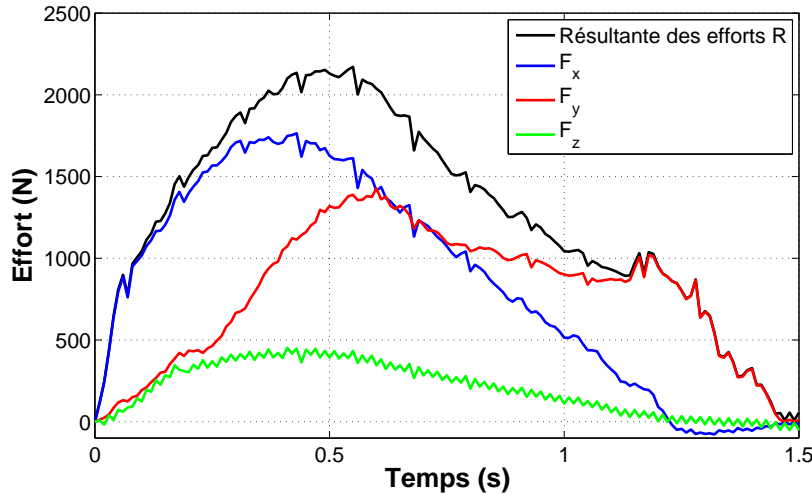


Fig. 3.2.2: Forces expérimentales  $F_x$ ,  $F_y$ ,  $F_z$  et l'effort résultant  $R$  s'exerçant sur le galet.

Sur toutes les courbes, les efforts augmentent puis diminuent. L'interprétation de ces différentes courbes s'appuie sur les résultats de la simulation numérique. La figure 3.2.3 (a) montre l'état initial de la virole non déformée et de la position du galet par rapport à la matrice de forme.  $F_x$  atteint son maximum pour un temps  $t = 0,36\text{ s}$  soit, lorsque l'aire de la surface entre la virole et le galet est maximale et que l'angle entre la virole et la matrice est grand (figure 3.2.3 (b)). Plus cet angle devient petit et plus  $F_x$  diminue. Inversement,  $F_y$  croît lorsqu'il devient petit et atteint son maximum lorsque la distance entre le galet et la matrice est minimale soit, pour un temps  $t = 0,6\text{ s}$  (figure 3.2.3 (c)). À la fin de l'essai, à partir de  $t = 1,2\text{ s}$ , la force  $F_x$  devient négative. Ce changement de signe peut être dû au retour élastique. Soit, comme le montre la figure 3.2.3 (d), lorsque le contact entre le galet et la virole se fait non plus sur la face intérieure de la virole mais sur son arête.

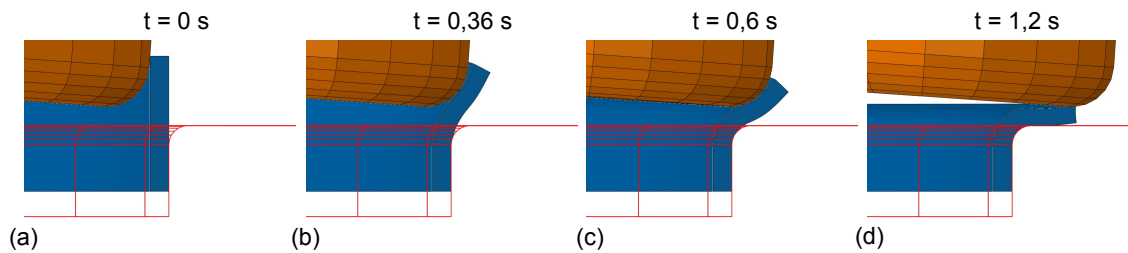


Fig. 3.2.3: Procédé étudié à différents temps : (a) à l'état initial, (b) pour  $t = 0,36\text{ s}$ , (c) pour  $t = 0,6\text{ s}$  et (d) pour  $t = 1,2\text{ s}$ .

Le profil des pièces a été mesuré sur un profilomètre. Environ 11 000 points ont été relevés sur chaque profil de pièce. La figure 3.2.4 présente une pièce après déformation pour  $d = 1,5\text{ mm}$ . Trois parties sont à distinguer : ① la partie de la pièce restant dans les mors, ② la partie de la pièce suivant le profil de la matrice de forme et ③ la partie de la pièce ne suivant plus le

profil de la matrice. C'est au niveau de la troisième partie que la pièce est la plus déformée et c'est aussi là que le retour élastique est le plus important.

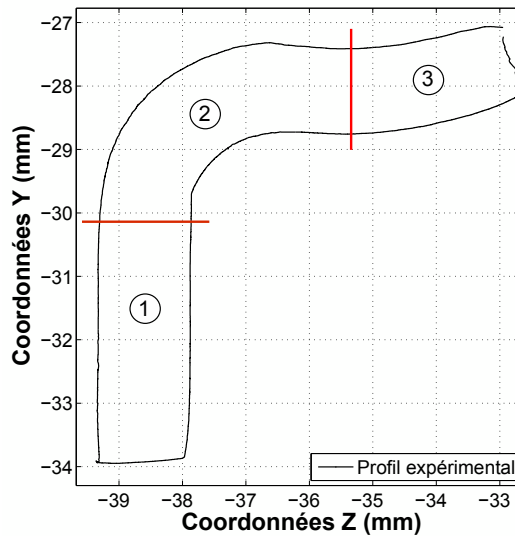


Fig. 3.2.4: Profil de pièce déformée mesuré sur un profilomètre pour  $d = 1,5$  mm.

### 3.3 Confrontation modèle éléments finis - expérience

L'expérience présentée dans le paragraphe précédent a été simulée à l'aide du modèle présenté dans le paragraphe 3.1. Les caractéristiques de cette expérience sont décrites dans le tableau 3.2.

$D$ (mm)	$d$ (mm)	$N$ (tr/min)	$v$ (mm/s)	$\alpha$ ( $^{\circ}$ )
77,65	1,5	500	8	4

Tab. 3.2: Caractéristiques de l'expérience du procédé de formage incrémental modélisé.

Afin de tester la qualité de la modélisation éléments finis, le profil expérimental d'une pièce déformée et la résultante  $R$  des efforts ont été comparés avec les résultats de la simulation du modèle éléments finis. Les différences observées entre les résultats de la simulation et les mesures issues des essais mécaniques sont déterminées et les sources d'erreurs sont discutées.

La figure 3.3.1 (a) montre les profils de pièce déformée : expérimentalement et issus de la simulation. Contrairement à une machine à mesurer tridimensionnelle, l'origine des coordonnées des points mesurés sur le profilomètre n'est pas liée à la pièce mais à son placement sur le moyen de mesure. Le placement du profil mesuré et du profil calculé n'est donc pas aussi direct. Le choix a été fait de confondre un point du profil mesuré et du profil calculé. Ce point, noté 1 sur la figure 3.3.1 (a), a les coordonnées les plus faibles sur l'axe des Y et l'axe des Z.

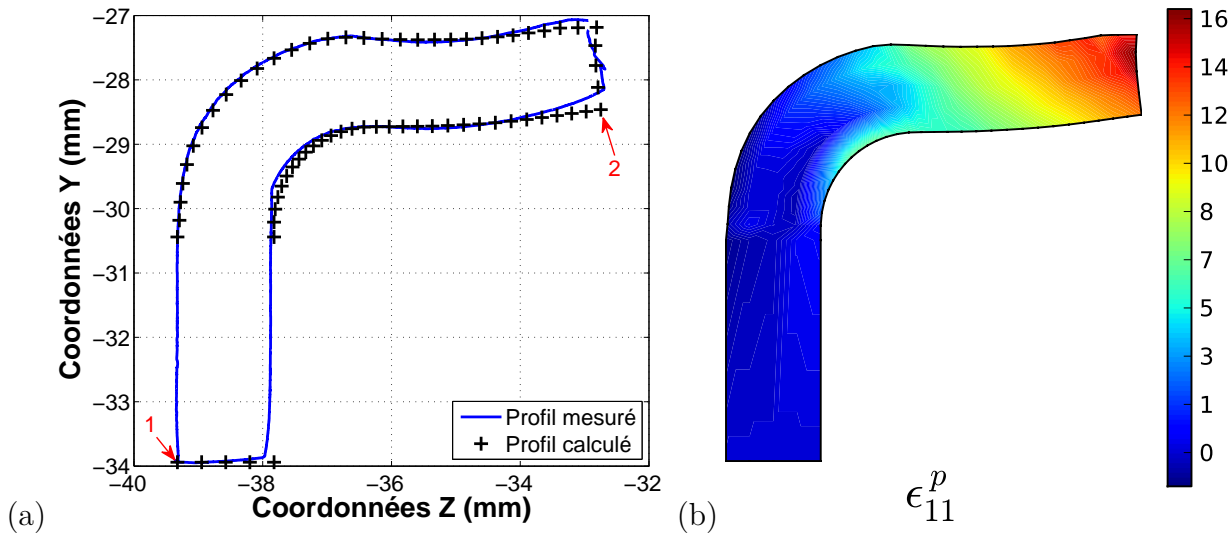


Fig. 3.3.1: (a) Comparaison du profil mesuré et calculé par la simulation du modèle éléments finis et (b) cartographie de la déformation plastique  $\epsilon_{11}^p$  dans la section raffinée de la simulation.

Le profil de pièce issu de la simulation donne une bonne approximation du profil expérimental du moins sur la partie de la pièce qui suit le profil de la matrice de forme. Le changement de sens de la courbure est plus prononcé sur le profil expérimental que sur le profil numérique et entraîne une différence. La différence maximale se situe au niveau du point 2 représenté sur la figure 3.3.1 (a) et vaut  $250 \mu m$ . Cette différence a lieu dans les zones où la contrainte et la déformation sont les plus grandes (figure 3.3.1 (b)). Elle peut être due à la non prise en compte par le modèle de comportement de :

- la décroissance du module d’Young en fonction de la déformation plastique dans le matériau [Yoon 05b]. En effet, un modèle de comportement prenant en compte cette décroissance prédit un retour élastique plus important que ne prédit pas le modèle de comportement utilisé dans cette étude [Zang 07, Pouzols 10]. Ce retour élastique est de plus en plus grand dans les zones où le taux de déformation est élevé ce qui explique la différence entre le profil expérimental et le profil numérique dans la zone la plus déformée,
- la sensibilité à la vitesse de déformation. La figure 3.3.2 (a) montre le champs des vitesses de déformation lors du passage du galet sur la portion raffinée du maillage de la virole. En effet, durant le procédé, ces vitesses peuvent atteindre  $1 \times 10^2 s^{-1}$ . Cependant, la campagne d’essais de traction a été réalisée pour des vitesses très en dessous de celles qui ont lieu durant le procédé, entre  $1 \times 10^{-3} s^{-1} \leq \dot{\epsilon} \leq 1 \times 10^{-1} s^{-1}$ . Or, avec la vitesse de déformation et pour une déformation donnée, la contrainte augmente [Tarigopula 06, Gao 12]. Si cette dernière augmente, le retour élastique aussi. Cette non prise en compte de la sensibilité à la vitesse de déformation entraîne donc un retour élastique moins important dans les zones fortement déformées.

Les figures 3.3.3 (a) et (b) mettent en évidence le retour élastique sur la simulation de l’étude

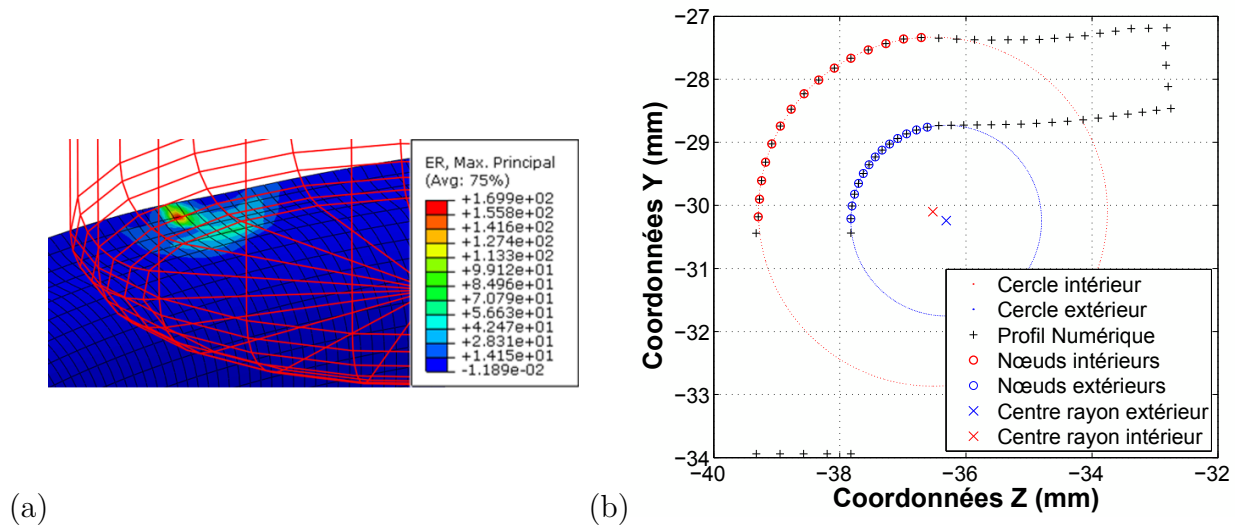


Fig. 3.3.2: (a) Champs des vitesses de déformation à lors du passage du galet (représenté en filaire) sur la portion raffinée du maillage. (b) Mise en évidence des nœuds utilisés afin d'obtenir la position et le rayon des cercles parfaits passant par ces nœuds.

de la pièce de référence : en rouge, au moment où le galet contraint la matière et en noir, après son passage. Il vaut environ  $80 \mu\text{m}$  sans prendre en compte la diminution du module d'Young par le modèle de comportement. Il équivaut à un tiers de l'erreur entre le profil calculé et celui mesuré. La figure 3.3.3 (c) présente la cartographie des contraintes équivalentes  $\sigma_{eq}^{vM}$  lors du passage du galet et après le passage du galet. Une différence de contraintes d'environ  $\Delta\sigma = 200 \text{ MPa}$  est observée, pour un déplacement de  $80 \mu\text{m}$  (équivalent au retour élastique). Cela signifie qu'une variation minimale de la différence  $\Delta\sigma$  peut engendrer des déplacements importants.

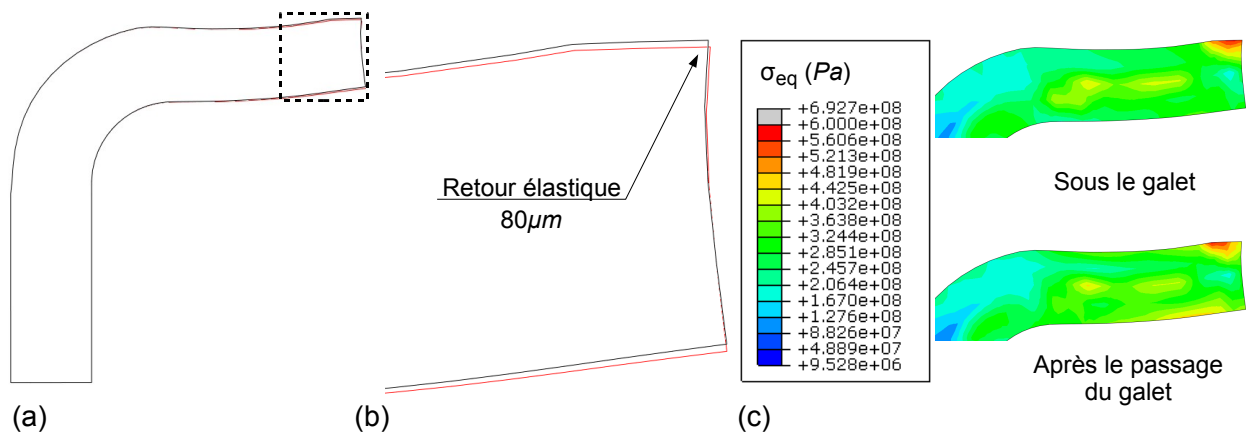


Fig. 3.3.3: (a) Profil calculé lors de la simulation de l'étude de la pièce de référence : en rouge lors du passage du galet et en noir après son passage. (b) Grossissement sur la zone d'intérêt afin de mettre en évidence le retour élastique. (c) Cartographie des contraintes  $\sigma_{eq}^{vM}$  issue de la simulation lors du passage du galet et après le passage du galet.

La figure 3.3.2 (b) présente les nœuds intérieurs et extérieurs utilisés afin d'obtenir les posi-

tions et les rayons du cercle parfait passant par ces nœuds. Les différents cercles parfaits sont ajustés par la méthode des moindres carrés. Les rayons intérieurs et extérieurs sont nommés respectivement  $R_{int}$  et  $R_{ext}$ . Les positions des différents centres des cercles intérieurs et extérieurs sur  $Y$  et  $Z$  sont nommées respectivement  $Y_{int}$ ,  $Z_{int}$ ,  $Y_{ext}$  et  $Z_{ext}$ . Le tableau 3.3 donne les rayons de courbure intérieurs et extérieurs mesurés à partir du profil numérique issu du modèle éléments finis et expérimental ainsi que leurs positions  $Y$  et  $Z$ .

	Expérimental	Modèle éléments finis
$R_{int}$ (mm)	2,625	2,768
$Y_{int}$ (mm)	-29,978	-30,01
$Z_{int}$ (mm)	-36,664	-36,524
$R_{ext}$ (mm)	1,459	1,512
$Y_{ext}$ (mm)	-30,198	-30,241
$Z_{ext}$ (mm)	-36,486	-36,313

Tab. 3.3: Rayons et positions issus de l'ajustement d'un cercle sur les rayons de courbure intérieurs et extérieurs des profils mesurés et issus de la simulation du modèle éléments finis.

Les rayons intérieur et extérieur sont surestimés respectivement de 3,5 % et 5 %. Cette faible surestimation peut être due à la représentation approchée de la géométrie de l'outillage et des conditions aux limites entre le modèle éléments finis et l'expérience :

- défaut de positionnement expérimental du galet par rapport à la matrice de forme  $d \neq 1,5 \text{ mm}$ .
- différence au niveau du rayon de la matrice de forme,
- matrice et galet considérés comme des surfaces analytiques rigides.

La figure 3.3.4 présente la résultante des efforts  $R$  en fonction du temps issue des essais sur le procédé réel et issue de la simulation.

La résultante des efforts issue de la simulation et celle issue des mesures sur le procédé montrent la même tendance : une augmentation suivie d'une diminution de l'effort. Le maximum des valeurs se produit au même instant, pour  $t \approx 0,5 \text{ s}$ . Cependant, la différence entre l'effort maximal issu de la simulation et celui issu des mesures est de 16 %. De plus, l'évolution de l'effort avant d'atteindre son maximum prédit par la simulation est moins rapide pour  $t \leq 0,5 \text{ s}$ . Cette évolution plus lente peut être due à la représentation approchée du modèle comparée au procédé ou alors au modèle de comportement. En effet, ce dernier ne prend pas en compte la sensibilité à la vitesse de déformation. L'identification du modèle de comportement a été réalisée pour des vitesses de déformation environ 100 fois moins importantes que celles qui se produisent dans la pièce en condition réelle (figure 3.3.2 (a)). La prise en compte de cette sensibilité implique que plus la vitesse de déformation augmente et plus la contrainte augmente pour une déformation donnée. Or, pour un même niveau de déformation dans la pièce déformée, si les contraintes sont plus importantes, l'effort résultant

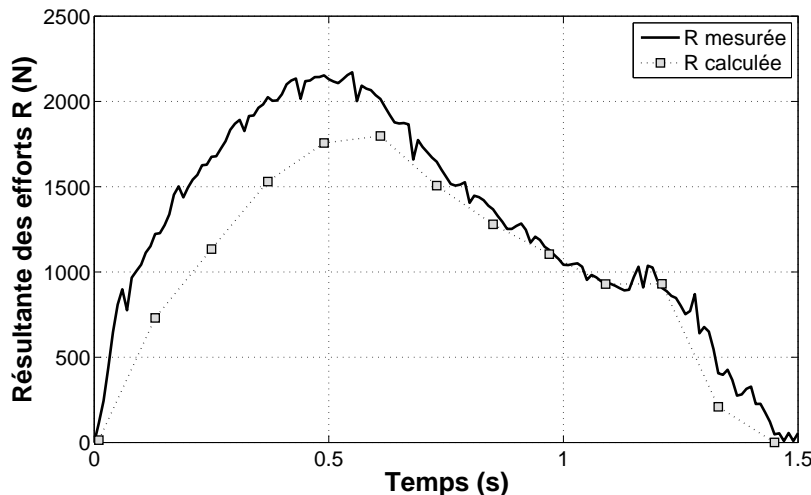


Fig. 3.3.4: Comparaison de la résultante des efforts  $R$  issue des essais expérimentaux menés sur le procédé réel et issue de la simulation.

sur le galet aussi. C'est pourquoi l'effort résultant  $R$  prédit par le modèle éléments finis est inférieur à celui issu des mesures.

## 3.4 Modèle bidimensionnel axisymétrique

Les temps de calculs obtenus avec le modèle tridimensionnel sont relativement élevés<sup>1</sup>. Afin de pouvoir fournir des résultats dans des délais raisonnables et ainsi répondre aux attentes du partenaire industriel, un modèle réduit a été développé.

Le modèle tridimensionnel a donc été réduit à un modèle bidimensionnel axisymétrique. Cependant, ce dernier ne respecte pas la cinématique du procédé. Elle doit donc être modélisée différemment. Les résultats des deux simulations sont comparés et discutés.

### 3.4.1 Description du modèle éléments finis

La virole est maillée avec le même nombre d'éléments dans une section que le modèle tridimensionnel. Les éléments utilisés sont des éléments CAX4<sup>2</sup>. Le galet et la matrice sont modélisés par des surfaces analytiques rigides axisymétriques (figure 3.4.1 (a)). La cinématique outil entre le modèle bidimensionnel axisymétrique et celui tridimensionnel est différente. En effet, la cinématique de ce dernier ne peut être reproduite dans un plan axisymétrique. Ainsi, seule la vitesse de déplacement radial  $v = 8 \text{ mm/s}$  du galet est modélisée. La représentation

1. Les temps de calculs du modèle éléments finis tridimensionnel sont d'environ trois jours sur le cluster de l'Université de Savoie MUST. Le calcul est parallélisé sur 8 processeurs disposant chacun de 2 Go de mémoire RAM.

2. Les éléments CAX4 sont des éléments quadrilatères axisymétriques bilinéaire à 4 nœuds

en trois dimensions de la cinématique outil du modèle bidimensionnel axisymétrique se traduit par un gonflement du galet à la vitesse  $v$ . De ce fait, l'effort prédit par la simulation du modèle bidimensionnel axisymétrique ne peut être comparé à celui issu de la simulation du modèle tridimensionnel. La figure 3.4.1 (b) donne une représentation tridimensionnelle des champs de contraintes de von Mises de la simulation du modèle bidimensionnel axisymétrique à l'issue de la déformation. Les interactions sont telles que les frottements virole/galet et virole/matrice sont négligés.

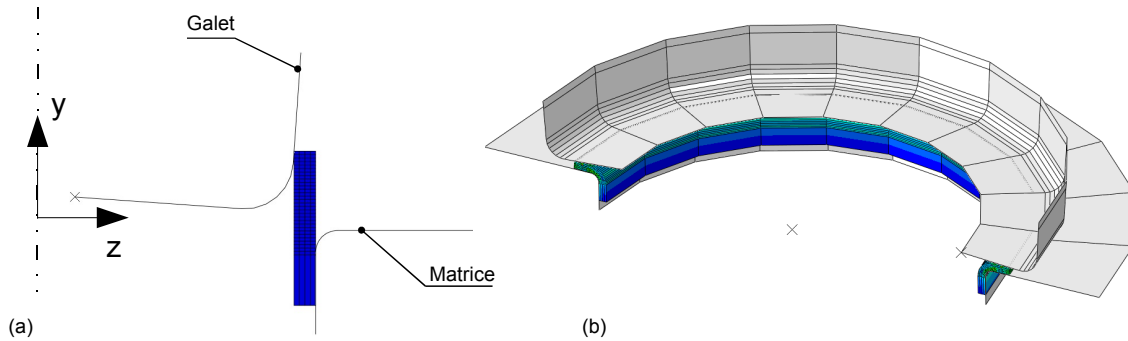


Fig. 3.4.1: (a) Modèle axisymétrique matérialisant l'outillage et la virole et (b) représentation tridimensionnelle de la simulation du modèle bidimensionnel axisymétrique à l'issue de la déformation de la virole.

#### 3.4.2 Comparaison modèle bidimensionnel axisymétrique - modèle tridimensionnel

La figure 3.4.2 (a) montre les deux profils issus d'une section de la partie raffinée du maillage de la simulation du modèle tridimensionnel et celle de la simulation du modèle bidimensionnel axisymétrique.

Une bonne similarité est observée entre les profils des deux simulations. Cependant l'inversion de courbure de la virole après déformation n'est pas correctement prédite par la simulation du modèle bidimensionnel et engendre une différence maximale de  $120 \mu m$ . De plus, cette dernière prédit un diamètre extérieur après déformation inférieur à celui de la simulation du modèle tridimensionnel, la différence est de l'ordre de  $200 \mu m$ . En effet, la cinématique du modèle bidimensionnel axisymétrique ne permet pas de rendre compte de l'histoire des déformations au cours du procédé. Le retour élastique de ce dernier a lieu à la fin du procédé. Les conditions aux limites contraignent fortement la matière et peuvent être assimilées à celles d'une phase d'emboutissage. Au contraire, dans le procédé, le contact se faisant localement, le retour élastique a lieu tout au long du procédé et pas uniquement à la fin. C'est ce qui explique les différences entre la simulation du modèle bidimensionnel et celle du modèle tridimensionnel.

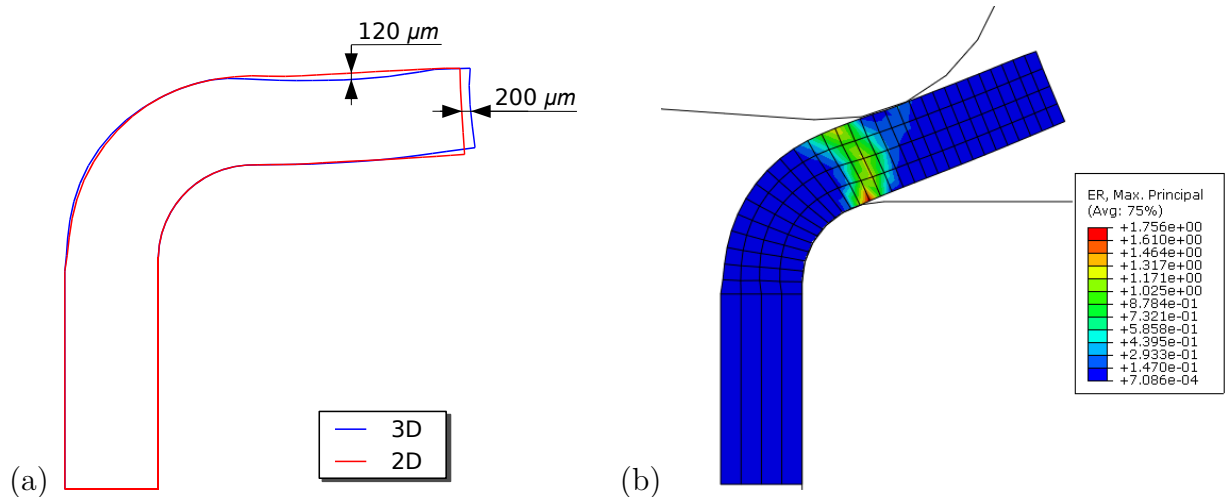


Fig. 3.4.2: (a) Profils issus de la simulation du modèle éléments finis tridimensionnel et bidimensionnel axisymétrique et (b) cartographie des vitesses de déformation au cours de la déformation de la virole issue de la simulation du modèle bidimensionnel axisymétrique.

La figure 3.4.2 (b) présente la cartographie des vitesses de déformation issue de la simulation du modèle bidimensionnel au cours du procédé. Les vitesses de déformation dans les deux simulations ne sont pas identiques.

La différence de vitesse de déformation entre les deux simulations s'explique par la taille de la surface de contact entre le galet et la virole. En effet, plus la surface de contact est grande, moins les vitesses de déformation sont élevées. Dans le cas du modèle bidimensionnel, cette surface est axisymétrique. Elle est donc plus grande que celle du modèle tridimensionnel. Une déformation moins localisée engendre des vitesses de déformation moins élevées de l'ordre de  $1 \text{ s}^{-1}$  au lieu de  $1 \times 10^2 \text{ s}^{-1}$ . De plus, dans le modèle bidimensionnel la vitesse de déformation est directement liée à la vitesse d'avance radiale du galet et n'est pas ou peu sensible à d'autres paramètres. Concernant le modèle tridimensionnel, elle aussi est liée à la vitesse d'avance radiale du galet mais également :

- à la vitesse de rotation du galet par rapport à la matrice de forme,
- au rayon du galet.

Cependant, le modèle bidimensionnel axisymétrique ne peut pas correctement prendre en compte ces deux paramètres.

La comparaison des profils n'est toutefois pas suffisante pour déterminer si les deux modèles sont équivalents. C'est pourquoi le cisaillement, les déformations plastiques et équivalentes ainsi que les contraintes résiduelles selon les trois directions et la contrainte de cisaillement sont aussi comparées.

Les figures 3.4.3 présente la cartographie des déformations plastiques de cisaillement et selon



les trois directions issue de la simulation du modèle tridimensionnel et de celle du modèle bidimensionnel.

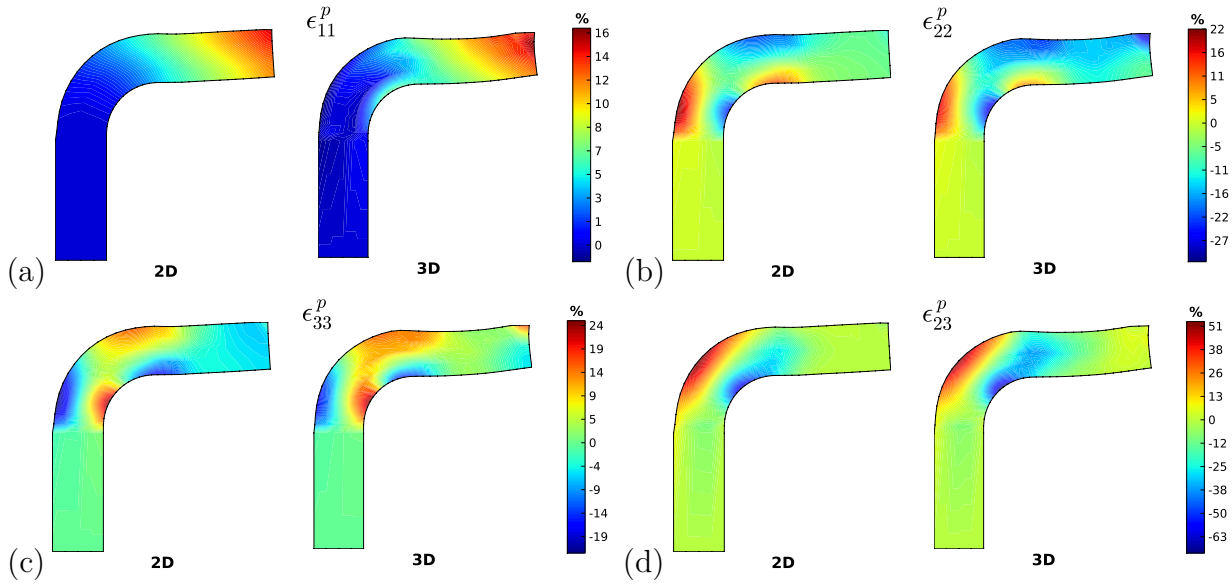


Fig. 3.4.3: Cartographie des déformations de cisaillement et plastiques issue de la simulation du modèle tridimensionnel et de celle du modèle bidimensionnel : (a)  $\epsilon_{11}^p$  selon la direction  $x$ , (b)  $\epsilon_{22}^p$  selon la direction  $y$  et (c)  $\epsilon_{33}^p$  selon la direction  $z$  et (d)  $\epsilon_{23}^p$  le cisaillement dans le plan  $y - z$ .

Globalement, une bonne similitude est observée entre les résultats issus de la simulation du modèle bidimensionnel et ceux de la simulation du modèle tridimensionnel. En effet, la cartographie des déformations plastiques est proche avec une différence moyenne observée de l'ordre de 5 %. Localement, dans les zones où le galet est entré en contact avec la virole, une différence sur les déformations plastiques selon la direction  $y$  ( $\epsilon_{22}^p$ ) et selon la direction  $z$  ( $\epsilon_{33}^p$ ) existe et peut atteindre 30 %. Le contact entre le modèle bidimensionnel et celui tridimensionnel n'est pas identique. Sur ce dernier, le contact est pseudo ponctuel et engendre des cycles de charge-décharge à chaque passage du galet. Sur le modèle bidimensionnel par contre, le contact est pseudo linéique, il n'y a donc pas de cycle de charge-décharge puisque la pièce est formée en une seule passe.

Il faut donc s'intéresser à la déformation plastique cumulée définie par :

$$p = \int_0^t \underline{\underline{\dot{\epsilon}^p}} dt \quad (3.1)$$

En effet, cette dernière prend en compte l'historique des déformations et pas uniquement les déformations à l'issue du procédé comme au paragraphe précédent. La figure 3.4.4 (a) montre la cartographie des déformations plastiques cumulée  $p$  issue de la simulation du modèle tridimensionnel et de celle du modèle bidimensionnel.

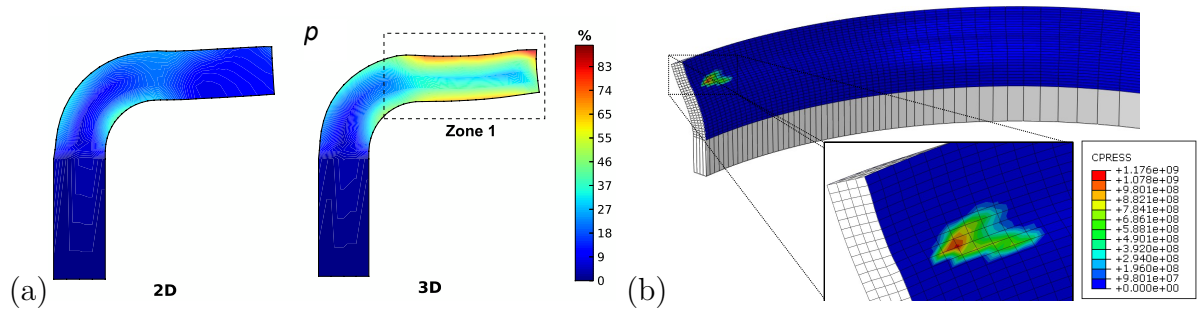


Fig. 3.4.4: (a) Cartographie des déformations plastiques cumulées  $p$  issue de la simulation du modèle bidimensionnel et de celle du modèle tridimensionnel. (b) Pression de contact sur la partie raffinée du modèle tridimensionnel.

La déformation plastique cumulée maximale du modèle tridimensionnel est bien supérieure comparée à celle du modèle bidimensionnel. Cette différence est due d'une part aux cycles de charge-décharge qu'engendre le passage du galet et d'autre part par la création d'un bourrelet sous le galet. Une étude sur la modélisation du galetage [Degré 11] a montré qu'un bourrelet se forme devant le galet lorsque la pression de contact n'est pas symétrique. La figure 3.4.4 (b) montre la pression de contact du galet sur la virole lors de son passage sur la partie raffinée du maillage. Cette pression n'est pas symétrique. C'est donc le fait de déformer les éléments qui constituent ce bourrelet qui engendre une déformation plastique équivalente plus élevée sur la face supérieure par rapport à la surface inférieure. La zone 1, mise en évidence sur la figure 3.4.4 (a), montre la partie où le galet a été en contact avec la virole. C'est dans cette zone que les cycles de charge-décharge plastique ont eu lieu. La différence entre les prédictions des deux simulations est visible uniquement dans cette dernière.

La figure 3.4.5 présente la cartographie des contraintes équivalentes au sens de von Mises  $\sigma_{eq}^{vM}$  issue de la simulation du modèle tridimensionnel et de celle du modèle bidimensionnel.

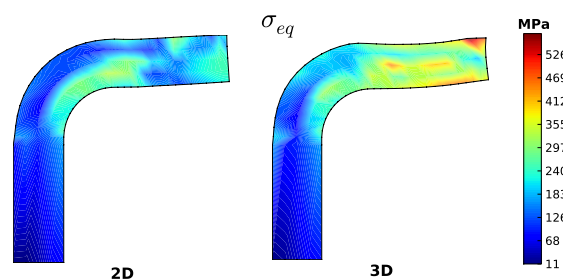


Fig. 3.4.5: Cartographie des contraintes équivalentes au sens de von Mises  $\sigma_{eq}^{vM}$  issue de la simulation du modèle tridimensionnel et de celle du modèle bidimensionnel.

La prédiction de la contrainte équivalente au sens de von Mises est différente pour les deux simulations. En effet, celle de la simulation du modèle bidimensionnel est plus faible et la différence s'accroît avec l'augmentation de la contrainte. Afin d'identifier quelle(s) composante(s) diffère(nt) entre les deux simulations, la comparaison est faite sur les compo-

santes  $\sigma_{11}$ ,  $\sigma_{22}$ ,  $\sigma_{33}$  et  $\sigma_{23}$  de la contrainte équivalente représentés respectivement sur la figure 3.4.6 (a), (b), (c) et (d).

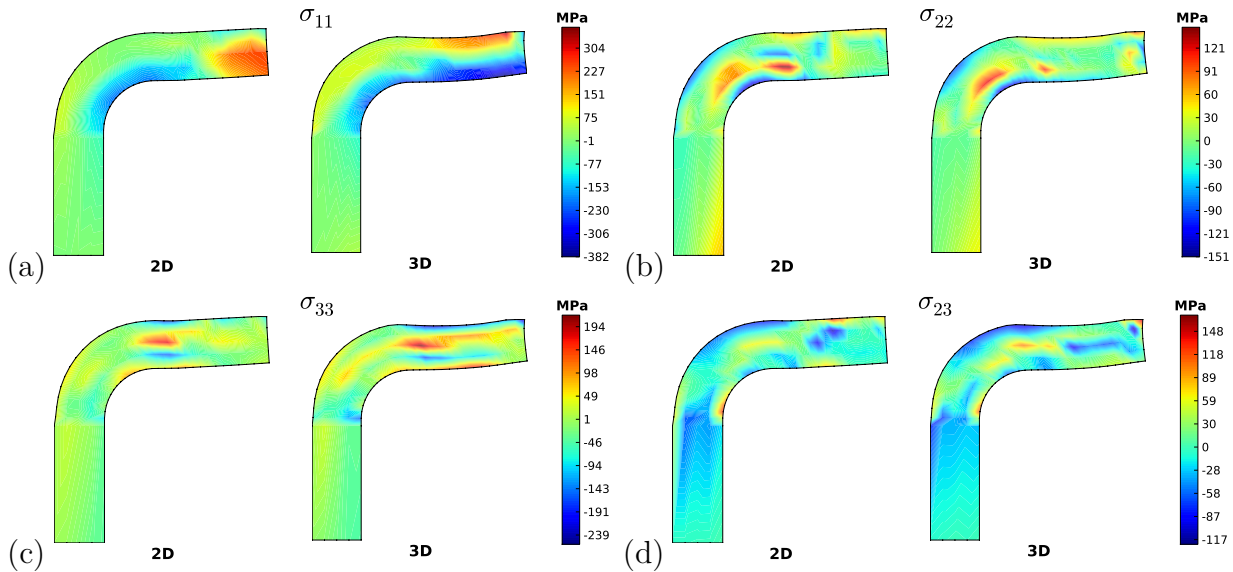


Fig. 3.4.6: Cartographie des contraintes résiduelles issue de la simulation du modèle tridimensionnel et de celle du modèle bidimensionnel : (a)  $\sigma_{11}$  selon la direction  $x$ , (b)  $\sigma_{22}$  selon la direction  $y$ , (c)  $\sigma_{33}$  selon la direction  $z$  et (d) les contraintes de cisaillement  $\sigma_{23}$  dans le plan  $y$ - $z$ .

La cartographie des contraintes résiduelles est globalement respectée pour la simulation du modèle bidimensionnel comparée à celle du modèle tridimensionnel. Cependant, dans les zones où le galet est entré en contact avec la virole, une différence sur les contraintes résiduelles  $\sigma_{11}$ ,  $\sigma_{22}$  et  $\sigma_{33}$  existe. Elle est bien plus importante sur le terme  $\sigma_{11}$  par rapport aux autres. En effet, dans la zone où la contrainte équivalente est la plus grande, le modèle bidimensionnel prédit une contrainte  $\sigma_{11}$  de tension (positive) avec une contrainte de compression (négative) sur la face où le galet est entré en contact (surface interne). La simulation du modèle tridimensionnel prédit le contraire, c'est-à-dire que  $\sigma_{11}$  est négative et devient positive sur la surface interne en étant nulle au niveau de la fibre neutre. Le fait de déformer la pièce de manière plus localisée et répétée, engendre au fur et à mesure des tours, une accumulation de contraintes de compression sur la surface externe et de traction sur la surface interne. La figure 3.4.7 montre la cartographie des contraintes  $\sigma_{11}$  de la simulation du modèle tridimensionnel au moment du passage du galet sur la partie raffinée du maillage. Trois zones peuvent être distinguées :

- la zone ①, après le passage du galet,
- la zone ②, sous le galet,
- la zone ③, avant le passage du galet.

Lors du passage du galet, la surface externe de la zone avant le galet est comprimée puis subit dans la zone sous le galet de la tension et enfin est de nouveau comprimée. Les contraintes de

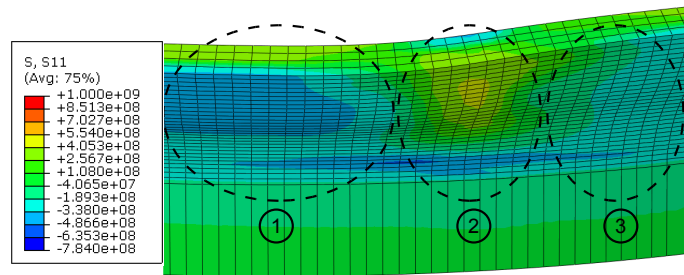


Fig. 3.4.7: Cartographie des contraintes  $\sigma_{11}$  issue de la simulation du modèle éléments finis tridimensionnel au moment du passage du galet sur la partie raffinée du maillage.

compression avant le passage du galet sont plus faibles que celles après le passage du galet. À chaque passage du galet, il y a donc une accumulation des contraintes de compression due à la cinématique particulière de ce type de procédé. C'est pourquoi le modèle bidimensionnel ne peut prédire la contrainte  $\sigma_{11}$  correctement.

Sur les deux autres termes  $\sigma_{22}$  et  $\sigma_{33}$ , cette différence est très localisée, uniquement sur les éléments qui ont été en contact avec le galet. Comme pour les déformations, cette différence est due aux cycles de charge-décharge qu'engendre le passage du galet sur la simulation tridimensionnelle, qui ne sont pas intégrés dans la simulation bidimensionnelle.

### 3.5 Conclusion sur la modélisation du procédé de formage incrémental

Un modèle éléments finis tridimensionnel a été construit. Le modèle de comportement identifié au chapitre 2 sur les essais de cisaillement y est utilisé. Une étude de sensibilité a mis en évidence que le coefficient de frottement n'a pas d'influence. De ce fait, la rotation libre du galet sur son axe de révolution est bloquée. La virole est maillée avec des éléments hexaédriques à interpolation linéaire C3D8. Ce maillage est raffiné sur  $\frac{1}{8}$ ème de la circonférence de la pièce et permet ainsi de diviser les temps de calcul par 4 comparé à un maillage raffiné sur sa totalité. Le profil de la pièce déformée et la résultante des efforts issus de la simulation du modèle éléments finis et issus des mesures sur le procédé ont été comparés. Le profil calculé donne une bonne prédiction du profil mesuré. La différence maximale entre les deux profils est de l'ordre de  $250 \mu m$ . Cette différence est due à la prédiction du retour élastique de la simulation qui est plus faible que celui qui a lieu sur la pièce après déformation. Elle peut être due à la non prise en compte par le modèle de comportement de la décroissance du module d'Young en fonction de la déformation plastique dans le matériau.

La résultante des efforts issue de la simulation montre la même tendance que celle issue des mesures sur le procédé. Cependant, l'effort maximal prédit par la simulation est sous-

estimé d'environ 16 %. Cette différence peut s'expliquer par la non prise en compte par le modèle de comportement de la sensibilité à la vitesse de déformation. L'identification du modèle de comportement a été réalisée pour des vitesses de déformation environ 100 fois moins importantes que celles qui ont lieu dans le procédé. La prise en compte de cette sensibilité implique que la contrainte augmente pour une déformation donnée. Or, pour un même niveau de déformation dans la pièce déformée, si les contraintes sont plus importantes, l'effort résultant sur le galet aussi. C'est pourquoi l'effort résultant prédit par la simulation est inférieur à celui issu des essais expérimentaux.

Un modèle bidimensionnel axisymétrique a été développé afin de répondre à une exigence industrielle. Cette exigence est de pouvoir prédire le profil de la pièce déformée pour un temps de calcul réduit. Une comparaison a donc été réalisée entre la simulation du modèle tridimensionnel et celle du modèle bidimensionnel.

Ce dernier n'a pas la même cinématique outil que celle du modèle tridimensionnel. En effet, la cinématique tridimensionnelle du galet ne peut être reproduite dans un plan axisymétrique. De ce fait, les conditions aux limites entre les deux modèles ne sont pas respectées et engendrent des différences aussi bien géométriques que sur les contraintes ou déformation. La différence maximale entre les deux profils calculés est d'environ  $200 \mu m$ . Bien que les deux profils soient proches, les vitesses de déformation au cours du procédé sont bien plus faibles dans la simulation du modèle bidimensionnel comparées à celles de la simulation du modèle tridimensionnel. De ce fait, le passage à un modèle réduit ne permet pas l'utilisation de matériaux sensibles à la vitesse de déformation dans la plage observée sur le modèle tridimensionnel, dans notre cas jusqu'à  $\dot{\epsilon} = 1 \times 10^2 s^{-1}$ . C'est pourquoi le modèle bidimensionnel axisymétrique n'est pas à même de constituer une bonne représentation du procédé étudié. La simulation de ce dernier peut cependant, dans une certaine limite, prédire le profil et les déformations, mais en aucun cas ne peut faire l'objet d'optimisations permettant une rétroaction directe sur le procédé par exemple.

Le modèle permettant la modélisation du procédé de formage incrémental est donc un modèle tridimensionnel. Cependant l'étude menée jusqu'à présent s'est réduite à une pièce de référence. Le prochain paragraphe permet de vérifier si cette modélisation permet aussi de prédire la géométrie et les efforts d'une étude de cas industriel.

## 3.6 Étude de cas industriel

L'étude menée précédemment s'est réduite à un cas d'étude plus simple que celle menée dans ce paragraphe :

- cinématique simple : déplacement uniquement radial de l'outil,

- distance entre l'outil et la matrice de forme constante et égale à l'épaisseur de la virole : non écrasement de la matière.

Dans l'étude de cas industriel, le procédé consiste à déformer une virole au moyen d'un galet sur une matrice aux formes complexes. La cinématique du galet suit les formes de la matrice et a donc un déplacement combiné : à la fois radial et axial. De plus, la distance entre l'outil et la matrice  $d$  est inférieure à l'épaisseur de la virole, ce qui engendre l'écrasement de la matière. La figure 3.6.1 montre la schématisation de l'outillage du procédé et de la cinématique outil telle qu'elle est modélisée dans le modèle éléments finis. Le maillage de la virole et le coefficient de frottement sont identiques à l'étude précédente. La rotation du galet sur son axe de révolution est donc bloquée.

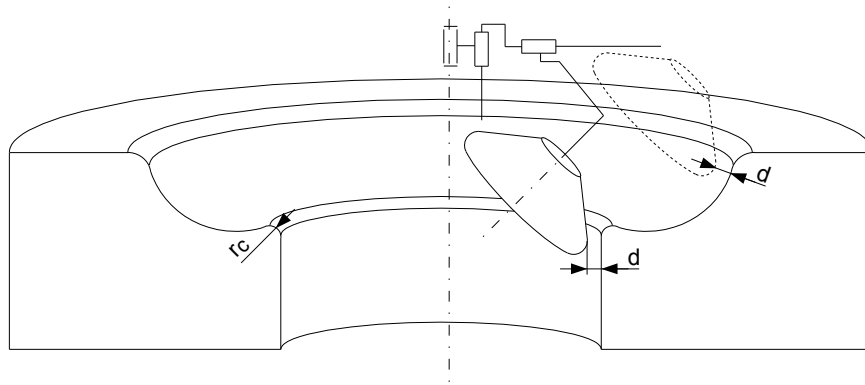


Fig. 3.6.1: Schéma du procédé de mise en forme de l'étude de cas industriel.

### 3.6.1 Essais de mise en forme pour l'étude de cas industriel

La figure 3.6.2 présente le banc instrumenté sur lequel toutes les viroles ont été déformées. Les essais ont été réalisés sur le même tour CN que celui utilisé dans l'étude précédente. La pièce avant déformation est une virole. Son diamètre extérieur est  $D = 77,65 \text{ mm}$ , son épaisseur  $e = 1,5 \text{ mm}$  et sa largeur  $l = 10,7 \text{ mm}$ . La mise en forme est réalisée à température ambiante au moyen d'un outillage principalement constitué d'une matrice de forme et d'un galet. La matrice de forme est montée dans les mors d'un tour CN et soumise à un mouvement de rotation à vitesse constante  $N = 500 \text{ tour/min}$ . L'angle entre le porte galet et l'axe de la matrice est  $\alpha = 45^\circ$ . La fréquence d'acquisition de la mesure des efforts est fixée à  $100 \text{ Hz}$ . Les trois efforts  $F_x$ ,  $F_y$  et  $F_z$  sont respectivement l'effort radial, axial et tangentiel.

La figure 3.6.3 (a) présente la géométrie de la matrice. Cette dernière est plus complexe que celle de l'étude précédente. Le galet, venant déformer la pièce, est animé d'un mouvement de translation à vitesse constante  $v = 8 \text{ mm/s}$  et suit la forme de la matrice.

### 3. MODÉLISATION DU PROCÉDÉ DE FORMAGE INCRÉMENTAL ÉTUDIÉ

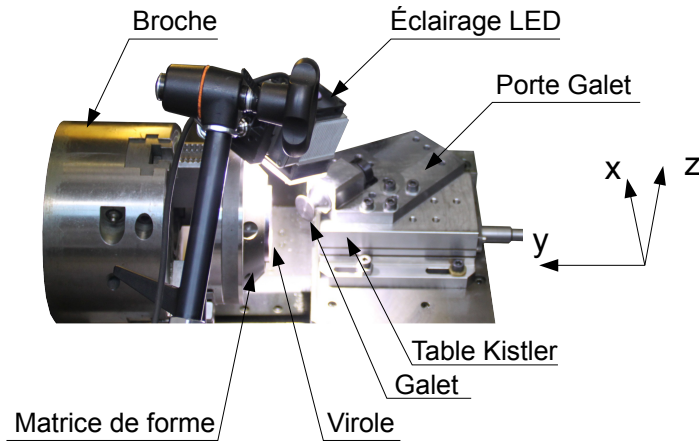


Fig. 3.6.2: Banc d'essai instrumenté pour la mise en forme du cas industriel.

Le profil des pièces a été mesuré sur un profilomètre. La figure 3.6.3 (b) montre le profil mesuré d'une pièce après déformation. L'écart imposé entre le galet et la matrice est  $d = 1,2\text{ mm}$ . L'épaisseur de la virole est de  $1,5\text{ mm}$ . La matière est donc écrasée localement par le galet sur la matrice de forme. Cet écrasement engendre des irrégularités sur la face intérieure de la virole, le procédé se rapprochant du galetage ou du fluotournage. La forme et la périodicité de ces irrégularités peuvent varier et sont dues :

- à la forme du galet,
- à la vitesse d'avance du galet,
- à la vitesse de rotation de la matrice.

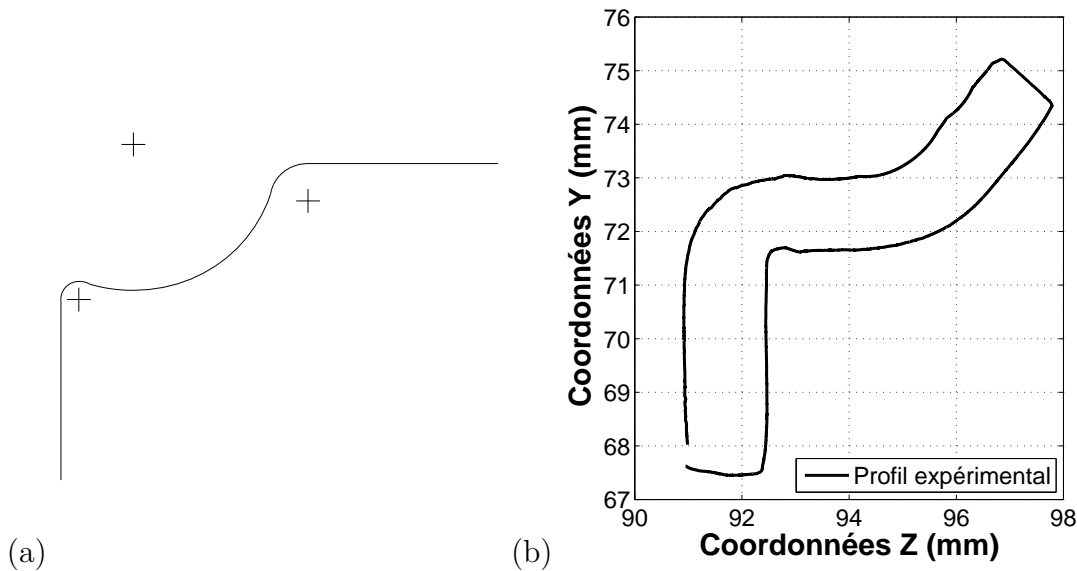


Fig. 3.6.3: (a) Géométrie du profil de la matrice de forme. (b) Profil de pièce déformée mesuré sur un profilomètre.

La figure 3.6.4 présente les trois efforts et la résultante de ces efforts en fonction du temps. Comme pour l'étude précédente, ils augmentent puis diminuent. Leurs maxima sont plus

élevés. En effet, la valeur de la résultante a doublé, passant de 2 000 N à 4 000 N. L'effort axial est plus élevé au regard de l'effort radial. Son maximum lui est équivalent. La distance  $d$  étant plus faible, l'effort axial est donc supérieur afin d'écraser la matière.

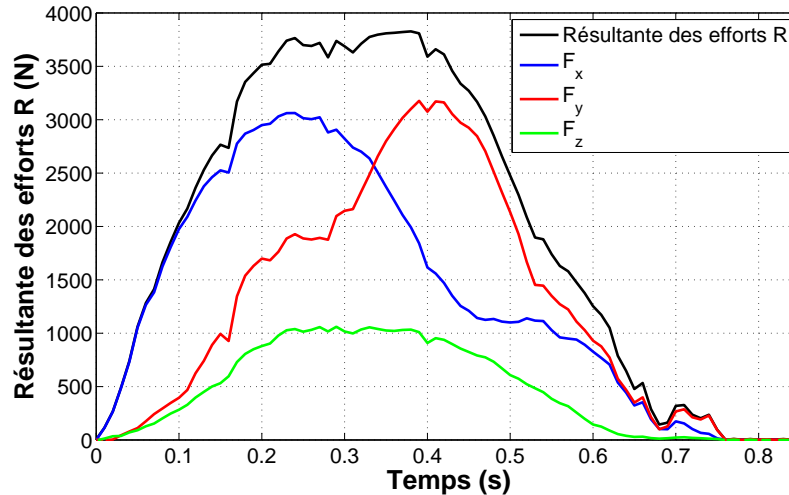


Fig. 3.6.4: Forces  $F_x$ ,  $F_y$ ,  $F_z$  mesurées au cours de l'essai et effort résultant  $R$  en fonction du temps s'exerçant sur le galet sur l'étude de cas industriel.

### 3.6.2 Confrontation modèle éléments finis - expérience

Afin de tester la qualité de la modélisation éléments finis, le profil expérimental d'une pièce déformée et la résultante  $R$  des efforts issue des mesures ont été comparés avec les résultats de la simulation du modèle éléments finis. L'erreur commise entre les mesures et les résultats de la simulation est déterminée et discutée.

La figure 3.6.5 (a) montre le profil de la pièce déformée issu des mesures et issu de la simulation du modèle éléments finis. Les irrégularités sur la face intérieure de la virole, dues à l'écrasement de la matière, sont aussi visibles sur le profil calculé. Cependant, le changement de sens de la courbure est plus brutale sur le profil mesuré que sur le profil calculé et entraîne une différence. La différence maximale est de l'ordre de 700  $\mu m$  (au niveau de la flèche rouge). Cette différence peut être due au premier rayon de courbure  $r_c$  de la matrice de forme plus petit que sur l'étude précédente. Ce dernier est plus petit que l'épaisseur de la virole  $r_c = 0,5 mm$ , contrairement à l'étude précédente où il vaut  $r_c = 1,5 mm$ . Cette diminution engendre au niveau du rayon de courbure la dégénérescence des éléments du maillage de cette zone. L'image 3.6.5 (b) présente le maillage d'une section de la virole après déformation et met en évidence ces éléments. Ils donnent une mauvaise approximation des contraintes et déformations. Ces dernières se répercutent sur la déformée du profil prédit par la simulation du modèle éléments finis.



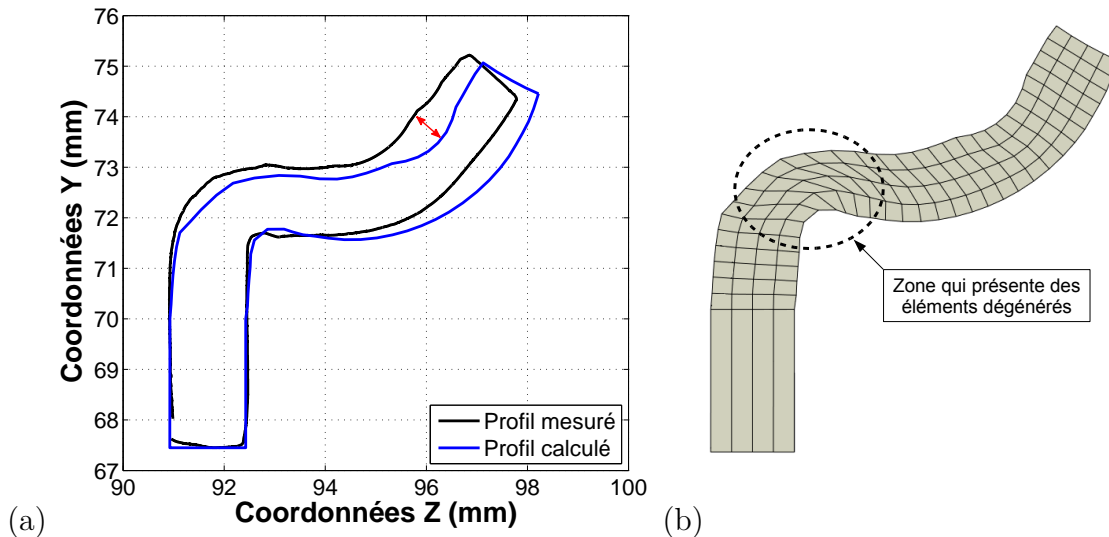


Fig. 3.6.5: (a) Profil de pièce déformée : expérimentalement et issu de la simulation du modèle éléments finis. (b) Maillage d'une section de la virole après déformation par le procédé de l'étude de cas industriel.

Comme pour l'étude sur la pièce de référence, il est possible que la différence entre les deux profils soit due à la non prise en compte de la décroissance du module d'Young en fonction de la déformation. Les figures 3.6.6 (a) et (b) mettent en évidence le retour élastique sur la simulation de l'étude de cas industriel : en rouge, au moment où le galet contraint la matière et en noir, après son passage. Il vaut environ  $20 \mu m$ . La mauvaise prédiction du profil n'est donc pas due à la description du comportement élastique. Cependant, le retour élastique est quatre fois plus petit que celui de la simulation du procédé sur la pièce de référence. Sa diminution peut être expliquée par la forme de la pièce. En effet, sa forme concave diminue ce retour car un déplacement de matière engendre une différence de contrainte  $\Delta\sigma$  importante (figure 3.6.6 (c)). Pour un déplacement de  $20 \mu m$ , cette différence vaut environ  $\Delta\sigma = 500 MPa$ .

La figure 3.6.7 montre l'effort résultant  $R$  mesuré et issu de la simulation du modèle éléments finis.

La résultante des efforts issue de la simulation et issue des mesures sur le procédé montre la même tendance : une augmentation suivie d'une diminution de l'effort. De plus, l'erreur entre l'effort maximal prédit par la simulation et celui mesuré est d'environ 8%. Cependant, la diminution de ce dernier a lieu plus tôt que pour celui calculé. Afin de déterminer pourquoi, la figure 3.6.8 présente les trois efforts  $F_x$ ,  $F_y$  et  $F_z$  mesurés et issus de la simulation.

Les efforts  $F_x$  et  $F_z$  calculés sont en bonne adéquation avec ceux mesurés. Par contre, même si la prédiction de l'effort  $F_x$  du modèle éléments finis est bonne au début ( $t < 0,4 s$ ), il prédit une augmentation de l'effort pour  $t = 0,48 s$  alors que l'effort mesuré décroît. Cette différence

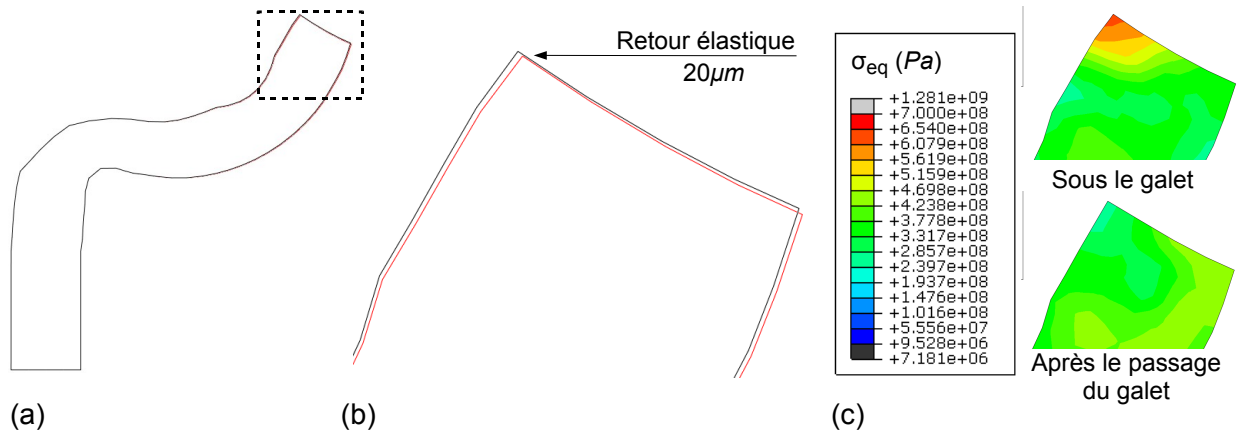


Fig. 3.6.6: (a) Profil calculé lors de la simulation numérique de l'étude de cas industriel : en rouge lors du passage du galet et en noir après son passage. (b) Grossissement sur la zone d'intérêt afin de mettre en évidence le retour élastique. (c) Cartographie des contraintes  $\sigma_{eq}$  issue de la simulation lors du passage du galet et après le passage du galet.

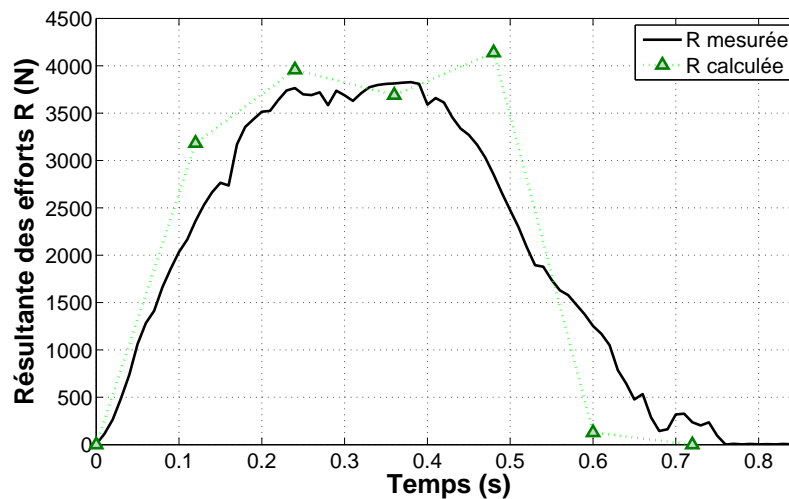


Fig. 3.6.7: Comparaison de l'effort résultant  $R$  en fonction du temps mesuré et issu de la simulation de l'étude de cas industriel.

peut être due à la mauvaise représentation de la matrice de forme. En effet, sa modélisation par des surfaces analytiques rigides a été réalisée au moyen des plans du partenaire industriel et non en la mesurant directement. Un changement, même minime, de la distance entre le galet et la matrice entraîne une variation importante au niveau des efforts, du moins sur l'effort radial  $F_x$  et axial  $F_y$ . En effet, pour  $t = 0,48$  s, le modèle éléments finis surestime  $F_x$  et  $F_y$  par rapport aux efforts expérimentaux. Cette surestimation est respectivement de l'ordre de 56 % et de 21 %.

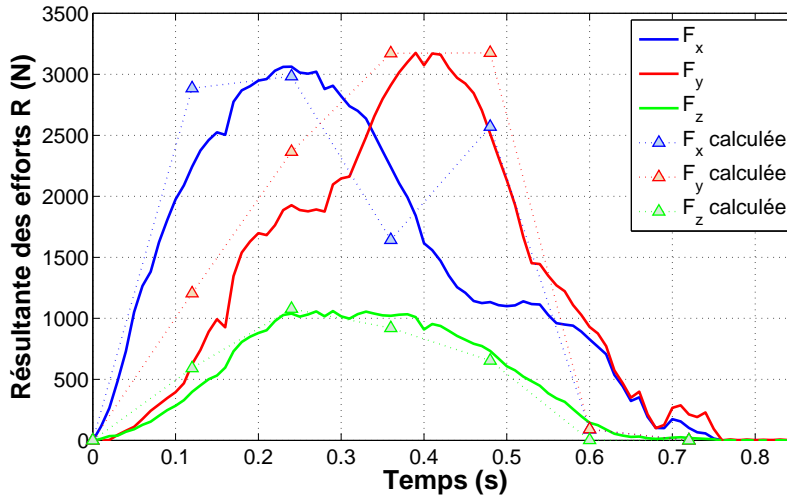


Fig. 3.6.8: Comparaison des efforts  $F_x$ ,  $F_y$  et  $F_z$  en fonction du temps mesurés et issus de la simulation de l'étude cas industriel.

### 3.6.3 Conclusion de l'étude de cas industriel

Un modèle éléments finis tridimensionnel a été construit. Il utilise le modèle de comportement identifié au chapitre 2. La géométrie de la pièce déformée et les efforts sur l'outillage de la simulation du modèle éléments finis sont comparés avec les résultats expérimentaux. La simulation ne permet pas de prédire correctement le profil de la pièce déformée. En effet la différence maximale est de l'ordre de  $700 \mu m$ . Par contre, elle permet de prédire les efforts s'exerçant sur le galet. Les différences peuvent être dues :

- sur le profil, à l'utilisation du même maillage que pour l'étude précédente qui a causé des éléments dégénérés,
- sur l'effort et le profil, à la mauvaise représentation de la géométrie de la matrice de forme.

Le maillage du modèle éléments finis de la pièce de référence ne permet pas son utilisation pour cette étude de cas. En effet, le changement complet de la géométrie de la matrice et la diminution de son rayon de courbure engendre des différences trop importantes entre les deux modèles. Il est donc nécessaire de mener une étude de sensibilité afin de trouver le maillage *ad hoc* pour modéliser l'étude de cas industriel.

## 3.7 Conclusion

Trois modèles éléments finis ont été construits.

- deux permettant la modélisation du procédé de formage incrémental sur une pièce de référence : un modèle tridimensionnel et un modèle bidimensionnel axisymétrique,
- un modèle éléments finis tridimensionnel afin de modéliser l'étude de cas industriel.

Le modèle de comportement du matériau et les paramètres identifiés au chapitre 2 sont utilisés dans les trois modèles.

Le modèle éléments finis tridimensionnel est une bonne représentation du procédé de formage sur la pièce de référence. La simulation permet de prédire le profil et les efforts avec respectivement une différence maximale de  $250 \mu m$  et une erreur de 16 %. Cependant, la prédiction entre les résultats de la simulation et ceux des essais sur le procédé n'est pas suffisamment bonne dans le cadre de ce projet. La différence entre les résultats du modèle et ceux du procédé réel est due au modèle de comportement. La modélisation des procédés de mise en forme incrémentaux nécessite une description très fine du comportement du matériau et surtout du modèle élastique afin de prédire correctement le retour élastique.

Le modèle bidimensionnel a été construit afin de répondre à une exigence industrielle. Cette dernière est de pouvoir prédire le profil de la pièce déformée pour un temps de calcul réduit. Une comparaison a donc été réalisée entre la simulation du modèle tridimensionnel et celle du modèle bidimensionnel axisymétrique. Cette dernière permet de réduire considérablement les temps de calculs et prédit le profil de la pièce avec une différence maximale de  $200 \mu m$  comparé à celui issu de la simulation du modèle tridimensionnel. Concernant les déformations et les contraintes, elles sont proches mais diffèrent lorsque les déformations sont importantes. Cette différence est due, d'une part aux cycles de charge-décharge qu'engendre le passage du galet et d'autre part, par la création d'un bourrelet sous le galet, qui ne sont pas simulés dans le modèle bidimensionnel axisymétrique. C'est pourquoi, il n'est pas à même de constituer une bonne représentation du procédé étudié. Il peut cependant, dans une certaine limite, prédire la géométrie et les déformations.

Le modèle éléments finis tridimensionnel permettant de modéliser l'étude de cas industriel a été construit sur la base du modèle de l'étude de la pièce de référence (même paramètres intrinsèques : coefficient de frottement, élément, maillage). La géométrie de la pièce déformée et les efforts sur l'outillage de la simulation du modèle éléments finis sont comparés avec les résultats expérimentaux. La simulation prédit le profil de la pièce déformée avec une précision de l'ordre de  $700 \mu m$  et l'effort résultant sur le galet avec une erreur de 8 %. Les différences peuvent être dues :

- sur le profil, à l'utilisation du même maillage que pour l'étude précédente qui a causé des éléments dégénérés,
- sur l'effort et le profil, à la mauvaise représentation de la géométrie de la matrice de forme.

Le maillage du modèle éléments finis de la pièce de référence ne permet pas son utilisation pour cette étude de cas. Il est donc nécessaire de mener une étude de sensibilité afin de trouver le maillage *ad hoc* pour modéliser l'étude de cas industriel.

Le modèle permettant la modélisation du procédé de formage incrémental est donc un modèle tridimensionnel. La construction du modèle doit passer par une étude de sensibilité à ses paramètres intrinsèques, c'est-à-dire type, nombre d'éléments, choix du maillage et au coefficient de frottement. En effet, l'étude de sensibilité de ce dernier paramètre n'a pas été réalisé pour l'étude de cas industriel. De plus, les conditions aux limites et cinématique entre le modèle et le procédé doivent être les plus proches possibles :

- bonne description géométrique des outillages (matrice de forme et galet) et de la virole,
- cinématique du galet (distance entre le galet et la matrice).

L'analyse du retour élastique entre la simulation du procédé de formage incrémental de la pièce de référence et de l'étude de cas industriel est intéressante. Elle permet de mettre en évidence que son influence sur la géométrie peut être réduite en utilisant une forme concave. En effet, cette forme permet de rigidifier la pièce. Il est possible de faire l'analogie avec une pièce pliée qui est soumise à un retour élastique important alors qu'une pièce emboutie l'est moins. De ce fait, plus la pièce est rigide et moins il y aura de retour élastique. C'est aussi le cas pour les pièces déformées par formage incrémental.

La construction du modèle éléments finis passe aussi par la modélisation et l'identification du modèle de comportement associé. En effet, la modélisation d'un procédé de formage incrémental requiert une description particulièrement poussée du comportement du matériau : module d'Young, sensibilité à la vitesse de déformation, écrouissage combiné (isotrope et cinématique).

Le prochain chapitre se fonde sur la base expérimentale déjà réalisée. Une étude de la sensibilité du modèle éléments finis aux différents modèles phénoménologiques de comportement et de l'identification de leurs paramètres est menée en première partie. La seconde partie du chapitre porte, quant à elle, de la modélisation du comportement du matériau avec un modèle moins phénoménologique afin d'avoir un caractère plus générique.

# Chapitre 4

## Choix du modèle de comportement dans la modélisation du procédé

Le chapitre 2 a permis de modéliser le comportement du matériau. Le modèle de comportement a été choisi en fonction des résultats des essais mécaniques de traction et de cisaillement. Cependant, la sensibilité du modèle éléments finis aux différents modèles de comportement n'a pas été étudiée. De plus, les pièces déformées par les procédés de formage incrémental sont soumises à des champs de déformation et de contrainte complexes. C'est pourquoi les résultats de la modélisation du procédé, dont le modèle de comportement a été identifié par des essais de traction, sont parfois éloignés de ceux obtenus sur le procédé réel [Lecompte 07]. Ce chapitre amorce donc l'étude de la sensibilité du modèle éléments finis au choix du modèle de comportement qui lui est associé. Il est possible de modéliser le comportement du matériau en prenant en compte plus ou moins d'effets (effet de l'orientation du chargement par rapport au sens du laminage, effet de la vitesse de déformation, *etc.*). Il est aussi possible d'identifier les paramètres des modèles uniquement sur les essais de traction ou de cisaillement ou bien même à partir des résultats des deux essais. Ainsi le comportement de l'acier DC03 peut être représenté par :

- un comportement élasto-plastique associé au critère de von Mises avec écrouissage isotrope (appelé « Iso-Mises »), dans le cas où l'anisotropie et l'écrouissage cinématique ne sont pas pris en compte,
- un comportement élasto-plastique associé au critère de Hill avec écrouissage isotrope (appelé « Iso-Hill »), dans le cas où l'écrouissage cinématique n'est pas pris en compte,
- un comportement élasto-plastique associé au critère de von Mises avec écrouissage isotrope et cinématique identifié à partir des essais de cisaillement cyclique (appelé « Combiné-Cisaillement »),
- un comportement élasto-plastique associé au critère de von Mises avec écrouissage isotrope identifié à partir des essais de traction uniaxiale et cinématique identifié à partir des essais de cisaillement cyclique (appelé « Combiné-Traction »).

Les deux premiers modèles de comportement sont introduits dans deux modèles éléments finis. Afin de déterminer si le choix du critère de plasticité a une influence, leurs résultats sont comparés. Les deux derniers modèles de comportement sont introduits dans deux modèles éléments finis. Afin de déterminer si l'écouissage cinématique est un facteur prépondérant et si le choix du jeu de paramètres concernant l'écouissage isotrope est influant, leurs résultats sont ensuite comparés à ceux du modèle « Iso-Mises ». Finalement, les résultats des modèles éléments finis sont comparés à ceux provenant des essais sur le procédé afin de choisir quel modèle de comportement est le plus à même de prédire l'effort résultant sur le galet et le profil de la pièce déformée.

Cette première partie met en évidence la difficulté qu'il y a à représenter phénoménologiquement des comportements de matériaux avec la prise en compte de plusieurs paramètres incidents. Il est en effet très difficile de déterminer les influences croisées de ces paramètres sur le comportement. L'étude devient empirique et repose sur des choix quasi arbitraires. Introduire du sens physique dans les modèles est une alternative qui permet de les rendre plus génériques et donc plus robustes par rapport à des choix comme la base d'identification. La seconde partie du chapitre traite donc de la modélisation du comportement du matériau à une échelle moins macroscopique. L'angle d'attaque proposé ici vise à introduire le caractère hétérogène des matériaux qui est à l'origine de nombreuses caractéristiques du matériau comme l'anisotropie des contraintes seuils ou la différence observée entre ces dernières lors de trajets alternés (effet cinématique).

## 4.1 Modélisation phénoménologique du comportement du matériau

La figure 4.1.1 représente les sollicitations observées sur une section de la virole après déformation.  $I_1$  et  $I_2$  sont les deux premiers invariants du tenseur de dilatation et valent :

$$I_1 = \lambda_1^2 + \lambda_2^2 + \lambda_3^2 \quad (4.1)$$

$$I_2 = \lambda_1^2 \lambda_2^2 + \lambda_2^2 \lambda_3^2 + \lambda_3^2 \lambda_1^2 \quad (4.2)$$

où  $\lambda_i = e^{\epsilon_i}$  sont les élongations principales pour  $i$  variant de 1 à 3 et  $\epsilon_i$  les déformations principales. Géométriquement, les élongations correspondent à l'étirement de la matière selon les trois directions principales.

Les trois courbes, sur la figure 4.1.1, représentent :

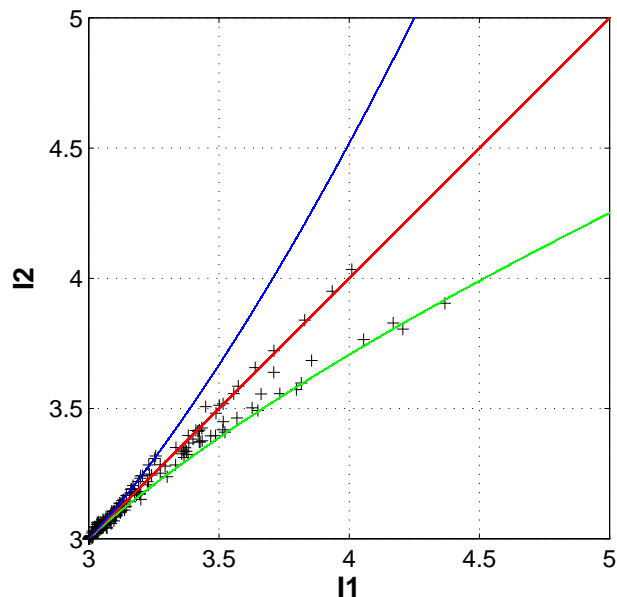


Fig. 4.1.1: Distribution des sollicitations extraite d'une section de la virole après déformation du procédé étudié (croix noires), les courbes bleue, verte et rouge correspondantes à des cas idéaux de traction, cisaillement et d'expansion.

- en bleu, le cas de traction pure  $\epsilon_1 = -0,5 \epsilon_2$ ,
- en rouge, le cas de cisaillement pur  $\epsilon_1 = -\epsilon_2$ ,
- en vert, le cas d'expansion pure  $\epsilon_1 = \epsilon_2$ .

La déformation dans l'épaisseur  $\epsilon_3$  est calculée en supposant la conservation de volume  $\epsilon_3 = -(\epsilon_1 + \epsilon_2)$ . Les croix noires représentent les sollicitations observées sur une section de la virole après déformation. En grande majorité, on observe du cisaillement et de l'expansion.

De ce fait, la caractérisation du matériau doit être idéalement réalisée à partir d'essais de cisaillement et d'expansion. Cependant, les essais d'expansion ou essais de traction biaxiale ou triaxiale sont difficiles à mettre en œuvre [Lemaitre 09] : homogénéité de l'essai, éprouvette et machine complexes. C'est pourquoi seuls les essais de traction et de cisaillement menés au paragraphe 2.5 sont utilisés pour modéliser le comportement du matériau.

Dans un premier temps, les paramètres du modèle de comportement « Iso-Mises » sont identifiés à partir des essais de traction. Puis, dans un second temps, les paramètres d'anisotropie, du modèle « Iso-Hill », sont calculés à partir des coefficients de Lankford identifiés au paragraphe 2.2.4.3. Finalement, il est aussi intéressant de comparer deux simulations du procédé étudié avec deux jeux de paramètres matériau différents prenant en compte l'écroutissage cinématique. Les paramètres du premier modèle « combiné-cisaillement » sont issus de l'identification menée au paragraphe 2.5. Ils sont identifiés uniquement sur les essais de cisaillement. Les paramètres de l'écroutissage cinématique identifiés sur ces derniers sont



utilisés dans le modèle de comportement « combiné-traction ». Cependant, les paramètres de l'érouissage isotrope sont identifiés à partir des essais de traction standard.

### 4.1.1 Identification des paramètres de la courbe de référence plastique

Le modèle de comportement « Iso-Mises » est un modèle de comportement élasto-plastique isotrope avec érouissage isotrope. La figure 4.1.2 montre la courbe de référence plastique utilisée dans le modèle éléments finis dont les paramètres de l'érouissage isotrope ont été identifiés à partir des essais de traction (chapitre 3). Elle se décompose en deux parties : (1) le plateau et (2) l'érouissage après le plateau. Le tableau 4.1 présente les paramètres ajustés : d'une fonction constante  $\sigma(\epsilon) = \sigma_0$  représentant le plateau et d'une loi de type puissance  $\sigma(\epsilon) = \sigma_0 + K(\epsilon - \epsilon_1)^n$  pour l'érouissage après le plateau,  $\epsilon_1$  étant un paramètre de recalage.

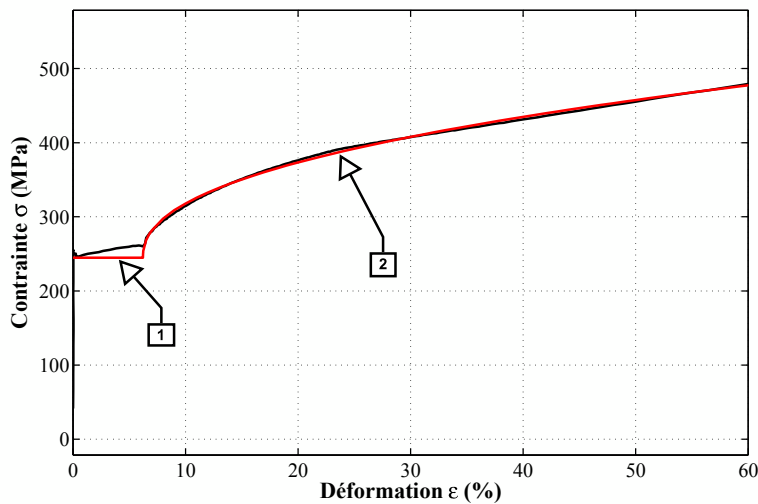


Fig. 4.1.2: Courbes expérimentales de traction  $\sigma(\epsilon)$  et représentation du plateau et de l'érouissage après le plateau par une courbe issue : (1) de l'ajustement d'une fonction constante représentant le plateau et (2) de l'ajustement d'une fonction de type puissance pour l'érouissage après le plateau.

Loi	$\sigma_0$	$K$	$n$	$\epsilon_1$
$\sigma_0$	245 MPa	-	-	-
$\sigma_0 + K(\epsilon - \epsilon_1)^n$	245 MPa	298,9 MPa	0,5138	6,22 %

Tab. 4.1: Paramètres ajustés d'une fonction constante et d'une fonction de type puissance.

Ce sont ces paramètres qui sont introduits dans le modèle éléments finis « Iso-Mises ».

### 4.1.2 Détermination des coefficients d'anisotropie

Le modèle de comportement « Iso-Hill » est un modèle de comportement élasto-plastique anisotrope avec écrouissage isotrope. Il utilise les paramètres de l'écrouissage isotrope identifiés au paragraphe précédent.

La détermination des coefficients d'anisotropie du critère de Hill s'effectue à partir des coefficients de Lankford par le biais des relations suivantes :

$$\begin{cases} F = \frac{r_0}{r_{90}(1+r_0)} \\ G = \frac{1}{(1+r_0)} \\ H = \frac{r_0}{(1+r_0)} \\ N = \frac{(r_0+r_{90})(2r_{45}+1)}{2r_{90}(1+r_0)} \end{cases} \quad (4.3)$$

Les valeurs des coefficients de Hill sont rassemblées dans le tableau 4.2.

Paramètres	$F$	$G$	$H$	$N$
Valeurs	0,528	0,538	0,462	1,931

Tab. 4.2: Paramètres d'anisotropie plastiques

Ce sont ces paramètres qui sont utilisés dans le modèle éléments finis « Iso-Hill ».

### 4.1.3 Identification des paramètres d'écrouissage isotrope à partir des résultats des essais de traction et de cisaillement

Cette identification vise à avoir deux jeux de paramètres intégrant l'écrouissage cinématique identifié à partir des essais de cisaillement cyclique : un dont l'écrouissage isotrope se fonde sur les résultats de l'essai de cisaillement « Combiné-Cisaillement » et l'autre dont l'écrouissage isotrope se fonde sur ceux de l'essai de traction « Combiné-Traction ». En effet, les valeurs des paramètres d'écrouissage identifiées à partir d'une sollicitation de traction ou d'une sollicitation de cisaillement sont différentes. Ainsi, si un essai de traction est simulé avec le modèle utilisant le jeu de paramètres identifié sur l'essai de cisaillement, le comportement du matériau n'est pas bien représenté (figure 4.1.3).

Réciproquement, si un essai de cisaillement est simulé avec le modèle utilisant le jeu de paramètres identifiés sur l'essai de traction, le comportement du matériau n'est pas correctement représenté (figure 4.1.4).

Les paramètres d'écrouissage cinématique  $C_0$  et  $\gamma_0$  connus, il est possible de recalculer les paramètres de la loi d'écrouissage isotrope sur l'essai de traction monotone. Les valeurs

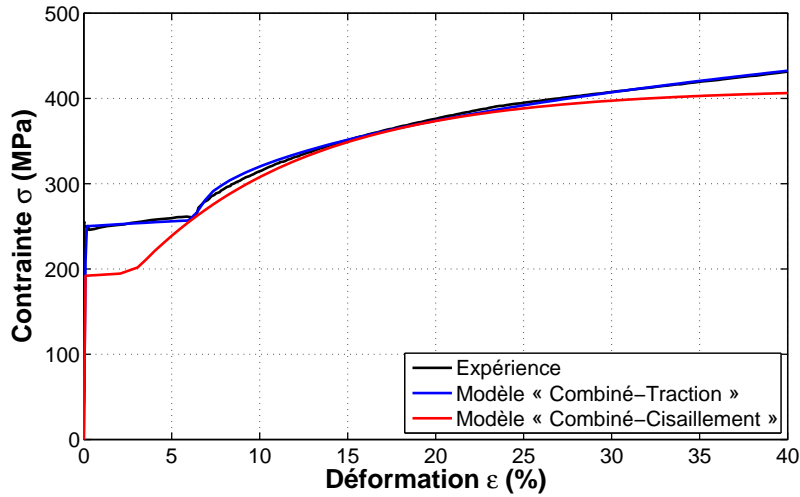


Fig. 4.1.3: Comparaison de la courbe  $\sigma(\epsilon)$  expérimentale de traction et celles issues de deux essais numériques de traction : en bleu, avec le jeu de paramètres du modèle « Combiné-Traction », en rouge, avec le jeu de paramètres du modèle « Combiné-Cisaillement ».

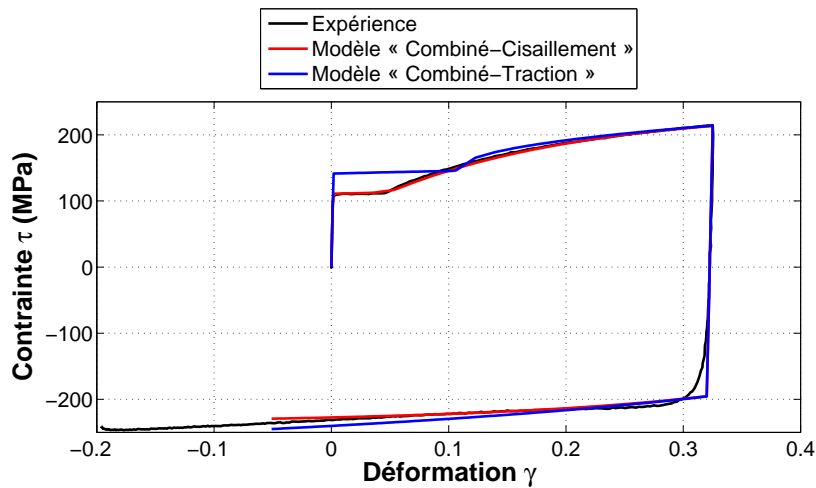


Fig. 4.1.4: Comparaison de la courbe  $\tau(\gamma)$  expérimentale de cisaillement et celles issues de deux essais numériques de cisaillement cyclique pour  $\gamma = 0,3$  : en bleu, avec le jeu de paramètres du modèle « Combiné-Cisaillement », en rouge, avec le jeu de paramètres du modèle « Combiné-Traction ».

initiales des paramètres sont arbitrairement choisies telles que  $K = 245 \text{ MPa}$  et  $n = 0,5138$ .  $\sigma_0$  et  $\epsilon_1$  sont issus directement de la campagne d’essais de traction uniaxiale (tableau 4.1). La figure 4.1.5 montre la courbe expérimentale de traction  $\sigma(\epsilon)$  et celle issue des calculs éléments finis de l’essai de traction après optimisation des paramètres d’écrouissage isotrope. Les paramètres d’écrouissage cinématique utilisés sont issus de la section 2.6.3.

Le jeu de paramètres du modèle « Combiné-Traction » permet de reproduire correctement le comportement du matériau lors d’un essai de traction. En effet, les deux courbes  $\sigma(\epsilon)$  se

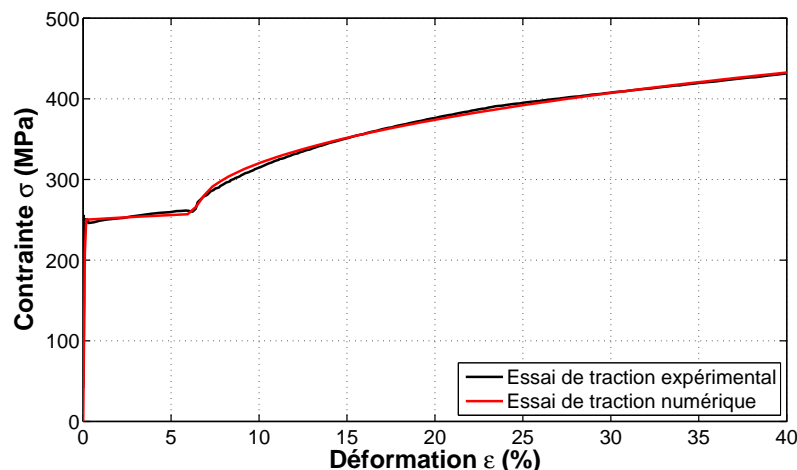


Fig. 4.1.5: Comparaison de la courbe  $\sigma(\epsilon)$  expérimentale de traction et celle issue de l'essai numérique après optimisation des paramètres d'écroutissage isotrope.

confondent. Les paramètres sont présentés dans le tableau 4.3. Il présente les paramètres : (i) d'écroutissage isotrope identifiés sur l'essai de traction uniaxiale et (ii) d'écroutissage cinématique identifiés sur la base des essais de cisaillement cycliques.

$K$	$n$	$C_0$	$\gamma_0$	$\sigma_0$	$\epsilon_1$
261,5 MPa	0,42	138,2 MPa	5,6	192 MPa	2,7 %

Tab. 4.3: Paramètres identifiés par méthode inverse sans mesure de champs.

Ce sont ces paramètres qui sont utilisés dans le modèle éléments finis « Combiné-Traction ».

#### 4.1.4 Synthèse des différents jeux de paramètres identifiés

Le tableau 4.4 récapitule les paramètres des différents modèles de comportement :

- les paramètres du modèle « Iso-Mises » ont été identifiés à partir des essais de traction uniaxiale,
- les paramètres du modèle « Iso-Hill » ont été identifiés à partir des coefficients de Lankford. Les paramètres d'écroutissage isotrope utilisés sont issus du modèle « Iso-Mises »,
- les paramètres du modèle « Combiné-Cisaillement » ont été identifiés au paragraphe 2.5,
- les paramètres du modèle « Combiné-Traction » ont été identifiés à partir des essais de traction et de cisaillement. Les paramètres d'écroutissage cinématique utilisés sont issus du modèle « Combiné-Cisaillement ». Ceux de l'écroutissage isotrope sont identifiés par analyse inverse et se fonde sur les résultats des essais de traction.

		Iso-Mises	Iso-Hill	Combiné- Cisaillement	Combiné- Traction
Écrouissage isotrope	$K$ (MPa)	298,9	298,9	-	261,5
	$n$	0,5138	0,5138	-	0,4213
	$Q_\infty$ (MPa)	-	-	245	-
	$b$	-	-	10,78	-
	$\sigma_0$ (MPa)	245	245	192	245
	$\epsilon_1$ (%)	6,22	6,22	2,7	6,22
Écrouissage cinématique	$C_0$ (MPa)	-	-	138,2	138,2
	$\gamma_0$	-	-	5,6	5,6
Paramètres d'anisotropie	$F$	-	0,528	-	-
	$G$	-	0,538	-	-
	$H$	-	0,462	-	-
	$N$	-	1,931	-	-

Tab. 4.4: Synthèse des paramètres identifiés pour les différents essais de traction uniaxiale et de cisaillement cycliques.

## 4.2 Modélisation du procédé avec les différents paramètres de modèle de comportement

### 4.2.1 Influence du critère de plasticité

Afin de déterminer si le critère de plasticité a une influence sur les résultats de la modélisation du procédé de formage incrémental, deux modèles de comportement différents sont utilisés dans le modèle éléments finis. Le premier utilise le modèle de comportement « Iso-Mises » et le second utilise le modèle de comportement « Iso-Hill ». La prise en compte de l'anisotropie du DC03 sous ABAQUS ne se fait pas directement par les coefficients de Lankford ou de Hill. Le logiciel applique des coefficients multiplicateurs aux contraintes de la courbe de référence suivant la direction du laminage pour obtenir les contraintes selon les autres directions. Ces coefficients sont calculés par les formules suivantes, exprimées en fonction des coefficients de Lankford :

$$\begin{cases} R_{11} = 1 \\ R_{22} = \sqrt{\frac{r_{90}(r_0+1)}{r_0(r_{90}+1)}} \\ R_{33} = \sqrt{\frac{r_{90}(r_0+1)}{r_0+r_{90}}} \\ R_{12} = \sqrt{\frac{3(r_0+1)r_{90}}{(2r_{45}+1)(r_0+r_{90})}} \end{cases} \quad (4.4)$$

Un repère matériel donnant l'orientation du sens de laminage par rapport au repère global du problème est défini. Les valeurs des coefficients entrés sous ABAQUS sont présentées dans le tableau 4.5.

Paramètres	$R11$	$R22$	$R33$	$R12$
Valeurs	1	1,005	0,97	0,88

Tab. 4.5: Coefficients du modèle anisotrope sous Abaqus.

Afin d'observer la différence entre les deux modèles de comportement, la figure 4.2.1 présente les surfaces de charge initiales du modèle « Iso-Mises » et « Iso-Hill » dans le repère  $(\sigma_I, \sigma_{II}, \sigma_{III})$ . Elles représentent respectivement un cercle et une ellipse dans un plan perpendiculaire à une droite dont l'équation est  $\sigma_I + \sigma_{II} + \sigma_{III} = 0$ . Ce dernier est dénommé plan déviateur.

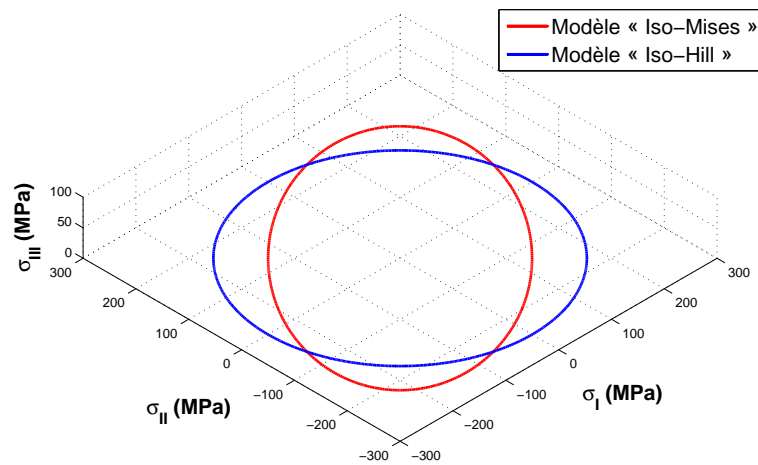


Fig. 4.2.1: Comparaison des surfaces de charge initiales du modèle « Iso-Mises » et « Iso-Hill » dans l'espace des contraintes.

La figure 4.2.2 (a) montre les profils de la pièce à l'issue de la simulation des deux modèles éléments finis. La figure 4.2.2 (b) présente les nœuds du maillage de la circonférence de la pièce après déformation provenant de la simulation des deux modèles. Un maillage raffiné sur la totalité de la pièce a été utilisé. En effet, afin de voir si l'anisotropie a une influence sur la géométrie et sur l'effort, un maillage raffiné permet de comparer ces données sur deux profils pris à  $0^\circ$  et  $90^\circ$ . La différence entre les résultats des deux simulations, autant sur les profils que sur la géométrie de la circonférence des pièces, est minime.

Afin de mieux observer la sensibilité du choix du critère de plasticité (von Mises ou Hill) sur la géométrie de la pièce après déformation, la figure 4.2.3 montre les diamètres circonférentiels de la pièce déformée issus des deux simulations. La figure 4.2.4 (a) présente le maillage utilisé et en rouge la circonférence de la pièce déformée prise pour la comparaison des résultats des deux simulations. La différence entre les diamètres est de l'ordre de  $10 \mu m$ . Le choix du critère de plasticité n'a donc pas d'influence sur la géométrie de la pièce à l'issue du procédé.

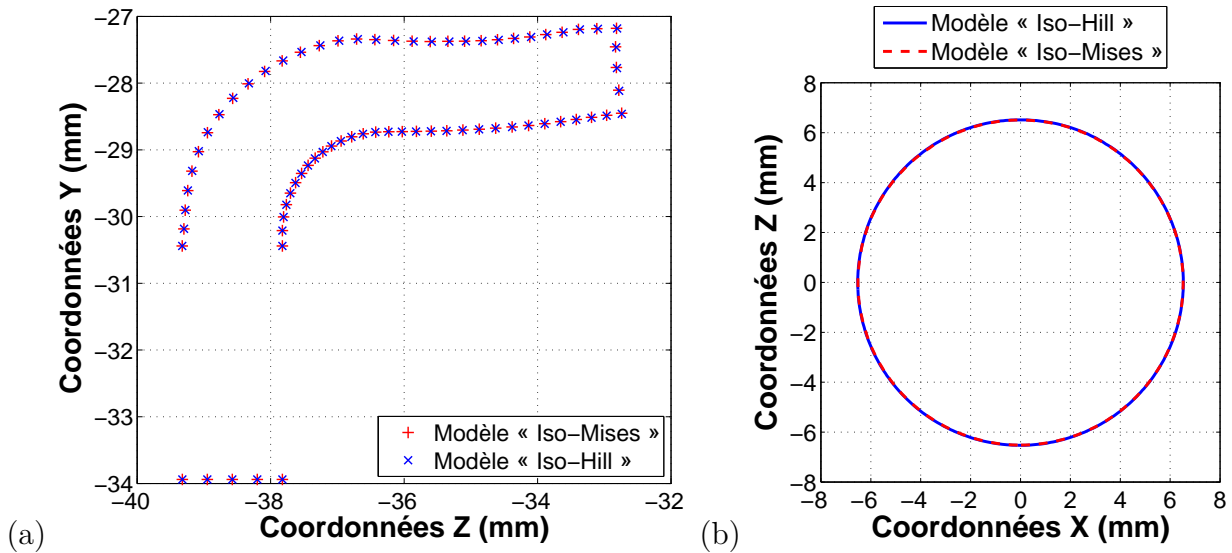


Fig. 4.2.2: (a) Profils de pièce déformée issus du modèle « Iso-Mises » et issus du modèle « Iso-Hill », (b) circonférences de pièce déformée issues du modèle « Iso-Mises » et issus du modèle « Iso-Hill ».

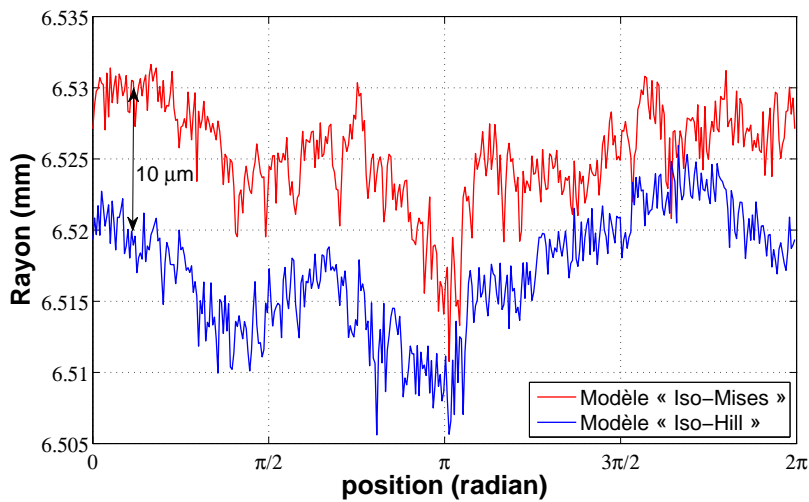


Fig. 4.2.3: Comparaison des rayons sur la circonférence de la virole après déformation pour les deux modèles éléments finis « Iso-Hill » et « Iso-Mises ».

La figure 4.2.5 montre l'effort résultant du galet sur la virole en fonction du temps lors du procédé. L'effort résultant de la simulation du modèle éléments finis « Iso-Hill » est plus faible que celui de la simulation du modèle éléments finis « Iso-Mises ». Cependant, la différence entre les deux efforts est très faible. En effet, elle est de l'ordre de 2,5 % sur l'effort maximal.

Cette faible sensibilité sur les résultats des modèles éléments finis, aussi bien géométrique que sur l'effort résultant, peut s'expliquer par la faible anisotropie du matériau et par l'orientation du repère matériel par rapport au sens du laminage de la virole. La figure 4.2.4 (b) met en évidence deux repères matériels dans le cas du procédé étudié pour deux plans P1 et P2

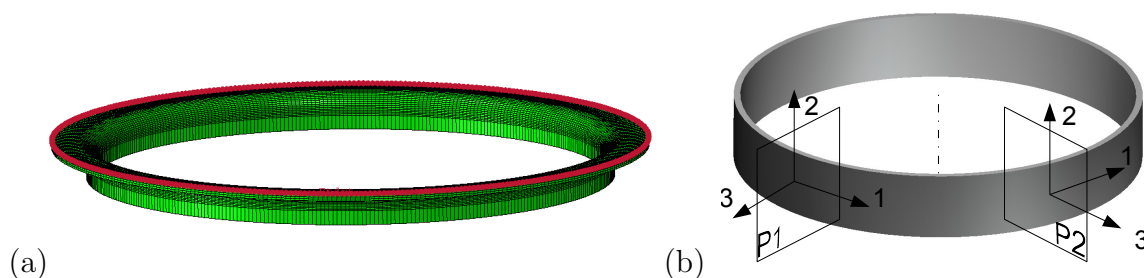


Fig. 4.2.4: (a) Maillage utilisé et en rouge nœuds du maillage utilisés pour représenter la circonférence de la pièce après déformation et (b) représentation de deux repères matériels pour deux plans donnés, la direction 1 étant la direction du laminage.

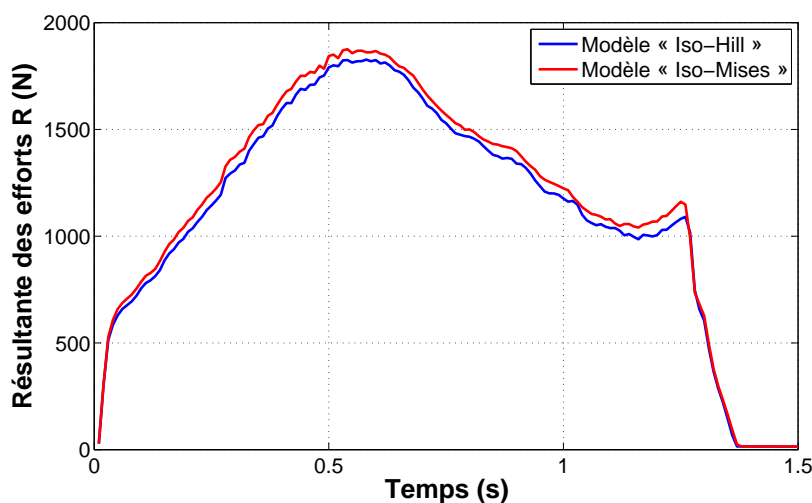


Fig. 4.2.5: Comparaison de l'effort résultant  $R$  pour les deux simulations du modèle éléments finis « Iso-Mises » et « Iso-Hill ».

donnés, la direction 1 montrant le sens du laminage. En effet, quelle que soit la section de la virole, le repère matériel est toujours orienté de la même manière contrairement à l'emboutissage où le repère tourne pour une section du poinçon donnée.

Le choix d'un critère isotrope ou anisotrope n'a qu'une très faible influence sur la géométrie de la pièce déformée et sur l'effort résultant. Le critère de plasticité choisi est donc le critère de von Mises.

## 4.2.2 Influence du type d'érouissage

Afin de voir si le type d'érouissage a une influence, trois modèles de comportement différents sont utilisés dans le modèle éléments finis : un modèle avec érouissage isotrope (Iso-Mises), un modèle avec érouissage mixte (érouissage isotrope et cinématique) identifié à partir d'essais de cisaillement cycliques (Combiné-Cisaillement) et un modèle avec érouissage mixte dont l'érouissage isotrope a été identifié à partir d'essais de traction (Combiné-Traction).



Les résultats des trois simulations sont comparés puis discutés. La comparaison est faite sur les profils et sur la résultante des efforts  $R$  ainsi que sur les contraintes et déformations prises au niveau de la section raffinée de la virole à l'issue de la mise en forme. La figure 4.2.6 présente les différentes courbes contrainte en fonction de la déformation  $\sigma(\epsilon)$  issues de l'essai de traction et des résultats des simulations utilisant les modèles de comportement : « Iso-Mises », « Combiné-Cisaillement » et « Combiné-Traction ».

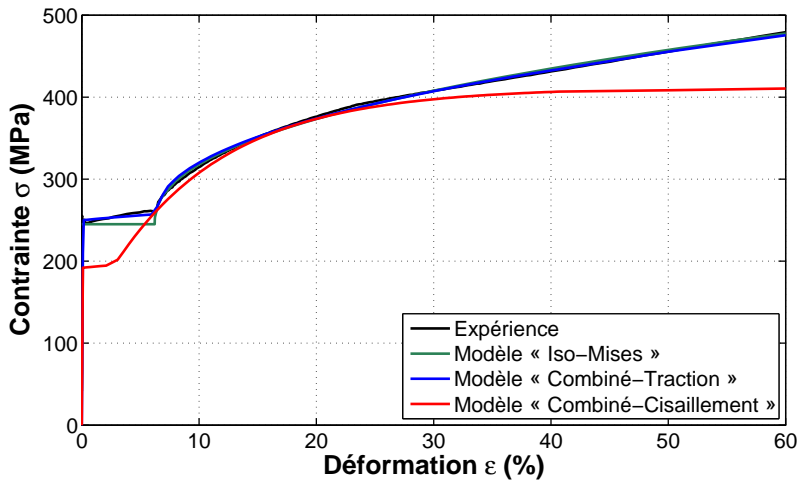


Fig. 4.2.6: Comparaison des courbes contrainte en fonction de la déformation  $\sigma(\epsilon)$  issues de l'essai de traction expérimental et numérique utilisant le modèle de comportement : « Iso-Mises », « Combiné-Cisaillement » et « Combiné-Traction ».

La figure 4.2.7 présente les trois profils issus des simulations des trois modèles éléments finis. Les profils géométriques prédits sont très proches quel que soit le type d'écoulement utilisé : isotrope (« Iso-Mises ») ou combiné (« Combiné-Cisaillement » et « Combiné-Traction »). En effet, la différence maximale est inférieure à  $15 \mu m$ .

La figure 4.2.8 présente la résultante des efforts  $R$  en fonction du temps issus des simulations des trois modèles éléments finis. Elle est uniquement calculée lorsque le galet est dans la section raffinée du maillage, soit un point par tour.

La résultante des efforts  $R$  prédit par la simulation du modèle « Combiné-Cisaillement » est plus faible que celles issues des autres simulations. Cette différence est due à la limite d'élasticité  $\sigma_0$  identifiée plus faible que celle utilisée sur les deux autres modèles. La limite d'élasticité  $\sigma_0$  étant plus petite, le matériau plastifie avant et donc l'effort résultant sur le galet est plus faible. Par contre, la résultante des efforts  $R$  prédit par la simulation du modèle « Combiné-Traction » est plus élevée que sur les autres simulations, cette différence est due à l'écoulement cinématique. En effet, à chaque tour du galet, soit à chaque cycle de charge-décharge, la surface de charge dans l'espace des contraintes, en plus de gonfler, se déplace. Ce déplacement engendre donc des contraintes supplémentaires à chaque tour du galet non

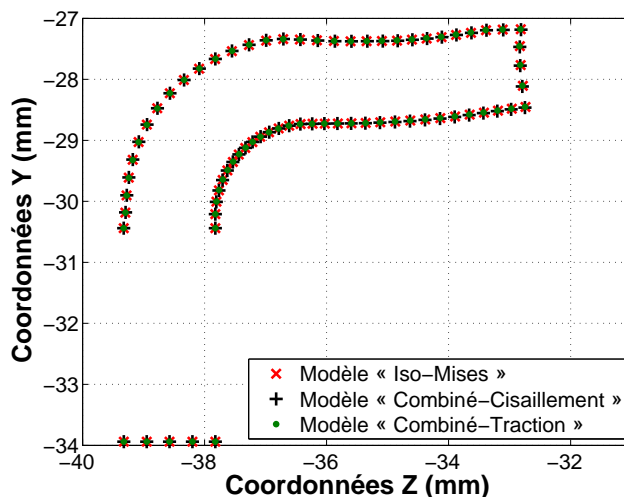


Fig. 4.2.7: Profils de pièce déformée issus de trois simulations effectuées avec trois modèles de comportement différents : « Iso-Mises », « Combiné-Cisaillement » et « Combiné-Traction ».

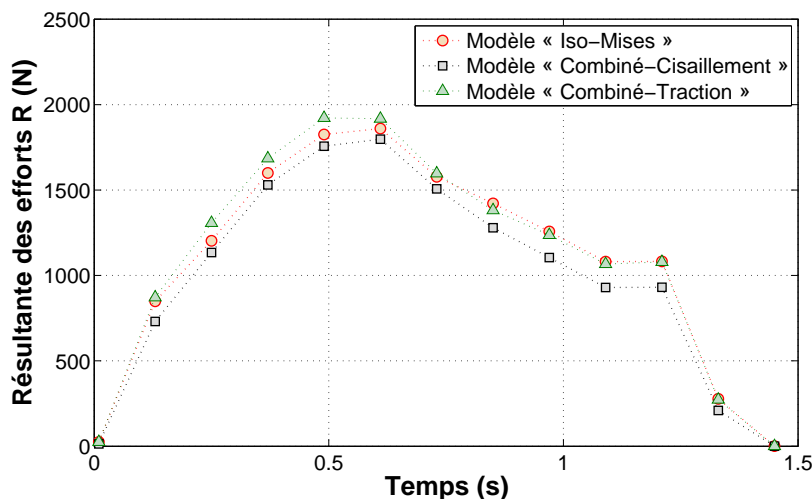


Fig. 4.2.8: Comparaison de la résultante des efforts  $R$  issue des trois modèles éléments finis « Iso-Mises », « Combiné-Cisaillement » et « Combiné-Traction ».

prises en compte par le modèle « Iso-Mises ». Ces contraintes supplémentaires se traduisent par une augmentation plus rapide de  $R$  par rapport à celui du modèle « Iso-Mises ».

La figure 4.2.9 montre la cartographie de la déformation plastique cumulée  $p$  issue des simulations des trois modèles éléments finis « Iso-Mises », « Combiné-Cisaillement » et « Combiné-Traction ».

Quel que soit le modèle de comportement utilisé, la cartographie de la déformation est identique. En effet, les conditions cinématiques imposent un déplacement au galet, l'histoire des déformations au sein des simulations des différents modèles éléments finis n'est donc pas sensible aux changements de modèles de comportement.

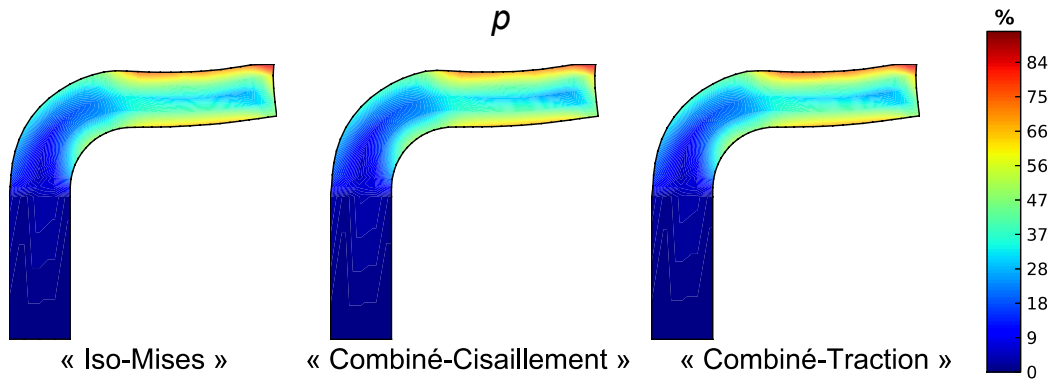


Fig. 4.2.9: Cartographie de la déformation plastique cumulée  $p$  issue des simulations des trois modèles éléments finis « Iso-Mises », « Combiné-Cisaillement » et « Combiné-Traction ».

La figure 4.2.9 (a) présente la cartographie de la contrainte équivalente au sens de von Mises  $\sigma_{eq}^{vM}$  issue de la simulation du modèle « Iso-Mises ». La figure 4.2.10 (b) montre la cartographie des différences de contrainte  $\sigma_{eq}^{vM}$  entre celles issues de la simulation des modèles éléments finis avec écrouissage combiné (Combiné-Cisaillement et Combiné-Traction) et de celle avec écrouissage isotrope (Iso-Mises).

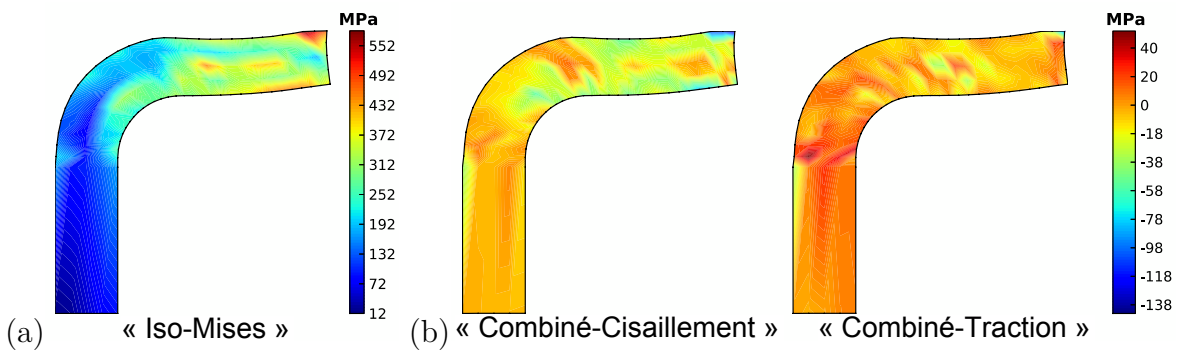


Fig. 4.2.10: Cartographie de la contrainte équivalente au sens de von Mises  $\sigma_{eq}^{vM}$  issue de la simulation du modèle éléments finis « Iso-Mises » et (b) cartographie de la différence des contraintes équivalentes issues de la simulation du modèle éléments finis « Combiné-Cisaillement » et celle du modèle « Combiné-Traction » avec celle du modèle « Iso-Mises ».

Contrairement à la cartographie de la déformation équivalente, si la comparaison est faite sur celle de la contrainte équivalente au sens de von Mises, le choix du modèle de comportement a une importance. En effet, la cartographie des contraintes  $\sigma_{eq}^{vM}$  est différente en fonction du type d'écrouissage choisi. Les contraintes résiduelles qui sont prédites par la simulation du modèle « Combiné-Cisaillement » sont globalement en dessous de celles prédites par les autres simulations. Cette différence s'accroît lorsque la contrainte  $\sigma_{eq}^{vM}$  est élevée. Au contraire, la simulation du modèle « Combiné-Traction » prédit globalement des contraintes résiduelles supérieures. Cependant, lorsque la contrainte  $\sigma_{eq}^{vM}$  augmente, elle a tendance à prédire, comme la simulation du modèle « Combiné-Cisaillement », des contraintes résiduelles inférieures. C'est pourquoi l'effort résultant  $R$  prédit au début du procédé est supérieur pour

la simulation du modèle « Combiné-Traction » et est inférieur pour la simulation du modèle « Combiné-Cisaillement » en comparaison avec celui « Iso-Mises ».

Les simulations des trois modèles éléments finis « Iso-Mises », « Combiné-Cisaillement » et « Combiné-Traction » donnent des résultats très proches concernant la prédiction géométrique et au niveau de la cartographie des déformations. Cependant, l'effort résultant et les contraintes résiduelles sont différents. C'est pourquoi les résultats des simulations sont comparés avec ceux provenant des essais sur le procédé réel. Cette comparaison est nécessaire afin de choisir le modèle éléments finis le plus à même de prédire l'effort résultant sur le galet.

### 4.2.3 Confrontation modèles éléments finis - expérience

La confrontation des résultats issus des simulations et ceux provenant du procédé a pour but de choisir le modèle de comportement le plus prédictif. Afin de tester la qualité du jeu de paramètres du modèle de comportement, seule la résultante  $R$  des efforts issue de mesures a été comparée avec les résultats des différents modèles éléments finis : « Iso-Mises », « Combiné-Cisaillement » et « Combiné-Traction ». En effet, le choix du jeu de paramètres du modèle de comportement n'est pas influant sur la géométrie de la pièce déformée. L'erreur commise entre les résultats des différents modèles et provenant des essais sur le procédé est déterminée et discutée.

La figure 4.2.11 montre l'effort résultant  $R$  expérimental et issu des simulations des trois modèles éléments finis.

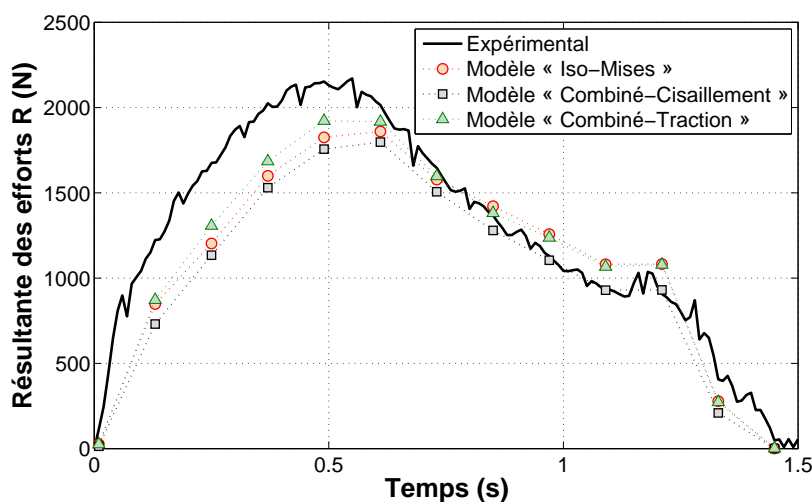


Fig. 4.2.11: Comparaison de la résultante des efforts  $R$  provenant du procédé réel et issue des trois modèles éléments finis : « Iso-Mises », « Combiné-Cisaillement » et « Combiné-Traction ».

Il y a une bonne similitude entre les résultats issus des différentes simulations et l'effort mesuré. En effet, la différence entre l'effort maximal provenant de la simulation du modèle éléments finis « Combiné-Traction » et celui mesuré est de 13 %. Cependant l'évolution de l'effort avant l'atteinte de l'effort maximal prédit par les modèles éléments finis est moins rapide que celle de l'effort expérimental ( $t \leq 0,5$  s). En effet, comme expliqué au paragraphe 3.3, cette évolution plus lente est due à la non prise en compte par le modèle de comportement de la sensibilité à la vitesse de déformation. C'est pourquoi l'effort résultant  $R$  prédit par les trois modèles éléments finis est inférieur à celui issu des essais expérimentaux.

Le modèle éléments finis le plus prédictif concernant la résultante des efforts  $R$  est le modèle « Combiné-Traction ». C'est donc un comportement élasto-plastique associé au critère de von Mises avec loi d'érouissage isotrope et cinématique qui représente le mieux le comportement du matériau lors du procédé de formage incrémental. Cependant, contrairement au chapitre 2 où l'érouissage a été identifié seulement à partir des essais de cisaillement cyclique, l'érouissage isotrope a été identifié à partir des essais de traction.

#### 4.2.4 Synthèse sur le choix du jeux de paramètres du modèle de comportement phénoménologique

Plusieurs modèles éléments finis tridimensionnels ont été développés utilisant les différents modèles de comportement identifiés. Une première comparaison inter-modèles a permis d'identifier si les résultats des simulations étaient sensibles au changement de modèles de comportement.

Dans un premier temps, seul l'effet du changement de critère de plasticité a été comparé. Deux modèles éléments finis tridimensionnels ont été construits : un avec un critère de plasticité isotrope et l'autre avec un critère de plasticité anisotrope. Les deux simulations du modèle éléments finis prédisent des résultats très proches aussi bien sur la géométrie que sur l'effort résultant s'appliquant sur le galet. Cette faible sensibilité peut s'expliquer par la faible anisotropie du matériau et par l'orientation du repère matériel par rapport au sens du laminage de la virole orienté de la même manière quelle que soit la section de la virole.

Dans un deuxième temps, afin de voir si le type d'érouissage a une influence, trois modèles éléments finis sont construits : un modèle éléments finis avec érouissage isotrope, un modèle éléments finis avec érouissage mixte (érouissage isotrope et cinématique) identifié à partir d'essais de cisaillement cycliques et un modèle éléments finis avec érouissage mixte dont l'érouissage isotrope a été identifié à partir d'essais de traction. Les trois simulations prédisent des profils et des déformations très proches. La faible influence du type d'érouissage sur le profil et les déformations est due aux conditions aux limites qui imposent un déplacement au galet. Par contre, sur l'effort résultant et sur les contraintes résiduelles, le choix

du type d'érouissage a une influence. En effet, la cinématique et la déformation localisée engendrent des cycles de charge-décharge plastique ce qui induit des différences lorsque le modèle de comportement prend ou non en compte l'érouissage cinématique.

Finalement, les résultats des différents modèles sont comparés avec ceux des essais sur le procédé afin de déterminer quel modèle de comportement est le plus à même de prédire le profil et l'effort résultant sur le galet. Le modèle le plus prédictif est le modèle « Combiné-Traction », dont le modèle de comportement est élasto-plastique associé au critère de von Mises avec érouissage isotrope et cinématique.

Le modèle de comportement identifié au chapitre 2 est identique au modèle de comportement le plus prédictif. Cependant, l'érouissage isotrope initialement identifié à partir des essais de cisaillement ne permet pas de prédire l'effort aussi bien que celui identifié à partir des essais de traction. C'est pourquoi, le schéma dans lequel la caractérisation et la modélisation du comportement du matériau est faite avant la simulation ne permet pas d'avoir les meilleurs paramètres du modèle de comportement. Le schéma consiste à réaliser une première simulation du procédé. Cette simulation permet de mettre en exergue le type de sollicitation, la plage de vitesses de déformation, le nombre de cycle de charge-décharge plastique, présents dans le procédé. C'est sur cette simulation préalable que se fait le choix des essais permettant la caractérisation et la modélisation du comportement du matériau. Si ce schéma est choisi, le matériau est caractérisé et modélisé sur la base d'essais de cisaillement et de traction biaxiale ou triaxiale. Les sollicitations présentes dans ces essais sont plus en adéquation avec celles présentes dans le procédé.

Il est cependant très difficile de déterminer les influences croisées des paramètres des modèles de comportement sur celui du matériau lorsqu'il est soumis à l'opération de formage incrémental. L'étude devient empirique et repose sur des choix quasi arbitraires. Introduire du sens physique dans les modèles est une alternative qui permet de les rendre plus génériques et donc plus robustes par rapport à des choix comme la base d'identification. Une nouvelle manière de modéliser le comportement du matériau est donc menée. Elle consiste à prendre en compte les hétérogénéités du matériau. L'idée de considérer les hétérogénéités du matériau dans les lois de comportement est relativement nouvelle. Elle découle des travaux de Déprés et *al.* [Déprés 08] en simulation numérique qui met en évidence le caractère distribué des contraintes internes à l'échelle du grain. L'exploitation de ce concept est possible avec les éléments finis en introduisant une loi de comportement par élément. Des développements ont déjà été menés mais ils concernent les matériaux isotropes sur un modèle bidimensionnel. Une méthode est proposée ici pour prendre en compte l'anisotropie dans ce type de modélisation. L'étude de cette approche porte sur un matériau fortement anisotrope afin de valider la méthode d'identification de la modélisation du comportement. La méthode est ensuite appliquée sur le matériau étudié.

### 4.3 Nouvelle approche pour modéliser le comportement des matériaux

Afin de décrire de plus en plus finement le comportement des matériaux, de nombreux modèles mécaniques ont été développés [Hill 48, Ferrona 94, Barlat 97, Cazacu 03, Hu 07]. En pratique, l'identification des paramètres de ces modèles s'avère laborieuse et coûteuse. En effet, la complexité des phénomènes pris en compte par ces nouveaux modèles accroît le nombre de paramètres à identifier et conduit à la multiplication du nombre d'essais. Les modèles phénoménologiques actuels progressent donc sur leurs aptitudes à prendre en compte des trajets de chargement complexes mais en augmentant le nombre de paramètres à identifier dans les lois de comportement.

Il existe une alternative qui consiste à reproduire les mécanismes physiques à l'échelle du grain pour obtenir des modèles plus performants sans trop augmenter le nombre de paramètres à identifier [Balland 00]. De plus, les modèles se basant sur les mécanismes physiques sont *a priori* plus aptes à décrire le comportement complexe d'un matériau car ils se fondent non plus sur des observations faites à une échelle macroscopique mais à une échelle microscopique. Cette échelle permet de mieux rendre compte du comportement macroscopique d'un matériau subissant des trajets de chargement complexes ainsi que de l'écroutissage cinématique comme c'est le cas dans le procédé étudié.

Ce paragraphe propose de faire le point sur les apports de cette nouvelle façon de décrire l'écroutissage cinématique et la prise en compte de l'anisotropie pour rendre compte du comportement du matériau. Elle se fonde sur les travaux récents portant sur la modélisation de la plasticité cristalline [Déprés 08] et sur son exploitation en modélisation macroscopique afin de reproduire l'écroutissage cinématique dans un essai de traction uniaxiale [Déprés 11].

Ce paragraphe se décompose en deux parties. La première partie consiste à définir tous les éléments nécessaires en décrivant la méthode d'obtention du modèle de comportement. La deuxième partie porte sur l'application du modèle sur un titane T40. En effet le titane présente une anisotropie prononcée. Ce matériau permet de valider ensuite la méthode pour des matériaux moins anisotropes comme le DC03 pour lequel l'étude est moins complexe.

#### 4.3.1 Méthode d'identification des paramètres du comportement local du matériau

La méthode se fonde sur plusieurs constatations. En fonction de la taille du Volume Élémentaire Représentatif (VER) considéré, le comportement du matériau peut être soit décrit :

- par une fonction mathématique se basant sur des observations expérimentales à un niveau macroscopique. La taille du VER comporte donc un nombre suffisant de grains,

– soit par des modèles dits « physiques » ou de « plasticité cristalline ». La taille du VER est donc inférieure à la dimension d'un grain et doit comporter un nombre suffisant de dislocations. Cependant, le comportement du VER est expérimentalement plus difficilement observable et nécessite le recours à des expériences sur les monocristaux c'est-à-dire à un niveau microscopique monocristallin [Déprés 11].

Le modèle de comportement présenté dans ce chapitre est un modèle se plaçant entre ces deux échelles. L'échelle du VER est donc définie comme étant le volume de plusieurs grains. Sa définition n'a donc plus rien à voir avec celle faite pour les modèles physiques, de plasticité cristalline ou les modèles présentés précédemment.

En effet, initialement, le VER est défini comme le volume minimal au sein d'un matériau homogène au comportement homogène en dessous duquel on ne peut pas descendre sans que la valeur moyenne représentative adoptée diffère de la valeur moyenne obtenue sur le matériau homogène [Déprés 11]. Ce qui veut dire que le comportement du VER pris en n'importe quel point du matériau est identique.

Le problème posé à ce stade est de proposer un comportement du VER polycristallin. En effet, aucune étude fondamentale n'a réellement été menée actuellement pour déterminer quel pourrait être le comportement vu sous l'angle proposé dans cette étude. Il s'agit alors d'extrapoler un comportement vraisemblable à l'échelle polycristalline des propriétés du VER à l'échelle du monocristal.

Dans un VER à l'échelle polycristalline, qui comporte donc un nombre minimal de grains, la densité de dislocations moyenne ne peut être nulle et donc possède une valeur minimale. Suite à de larges déformations, celle-ci atteint une densité de saturation maximale due à un équilibre entre stockage et annihilation. La contrainte seuil  $\sigma_{sat}$  du VER suit, quant à elle, les mêmes évolutions que cette densité. Par conséquent, le spectre des contraintes possibles au sein d'un VER doit s'étendre d'une valeur minimale à une valeur limite correspondant à la saturation des dislocations qui ne peut être dépassée quels que soient les trajets de chargements imposés au VER. La densité des contraintes varie alors statistiquement et peut donc être définie par une loi de distribution au sein du matériau. La figure 4.3.1 montre le comportement plastique de plusieurs VER et les variables qui lui sont associées. Ces variables, à identifier, dépendent du matériau et sont : la contrainte seuil  $\sigma_{sat}$  après laquelle le VER a un comportement purement plastique et la pente définissant un module d'écrouissage  $n_e$ .

Suivant la direction de sollicitation, la contrainte seuil du VER varie. En effet, la nature cristalline, fortement anisotrope du matériau ne peut être ignorée à ce niveau. L'orientation de la surface de charge du VER varie alors statistiquement et peut donc être définie par une loi de distribution au sein du matériau. La détermination des coefficients d'anisotropie du VER et la distribution de son orientation au sein du matériau est à déterminer.



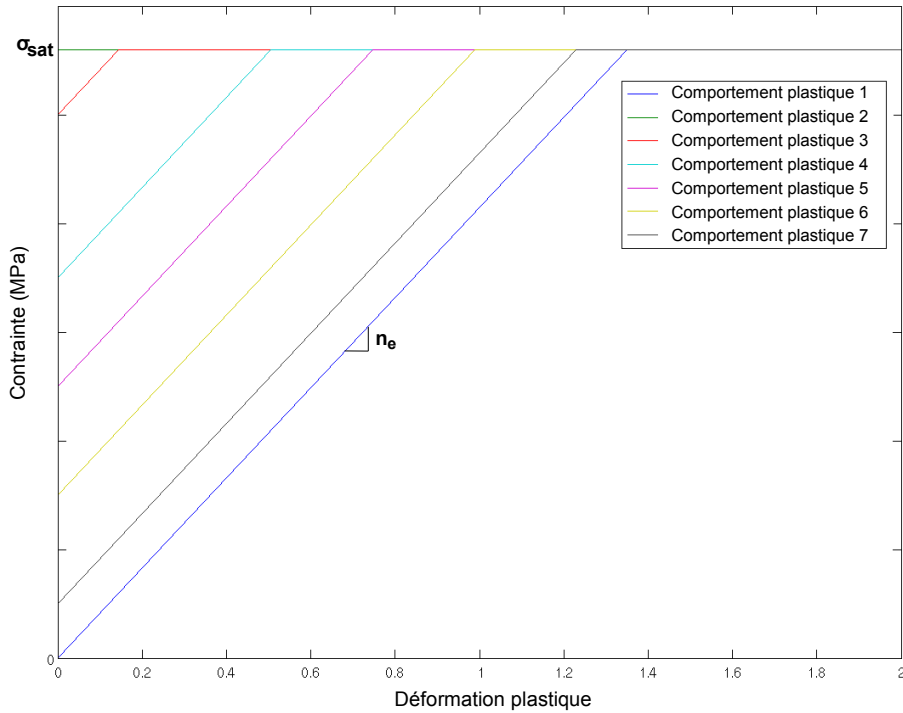


Fig. 4.3.1: Distribution des contraintes seuils au sein de différents VER et courbes d'écrouissage correspondantes.

Le comportement du matériau est donc défini par deux distributions :

- une distribution des contraintes seuils de plasticité,
- une distribution de l'orientation de la surface de charge anisotrope du VER.

### 4.3.2 Détermination des distributions

Compte-tenu des microstructures générées par les modes d'obtention des matériaux, les contraintes seuils de plasticité et l'orientation de la surface de charge anisotrope du VER varient statistiquement autour d'une valeur moyenne. De plus, par rapport à cette dernière, la distribution de l'orientation peut être considérée comme étant symétrique. En effet, le laminage de la tôle a orienté de manière préférentielle les grains dans le sens du laminage. Ceci permet de limiter à un nombre relativement restreint les distributions possibles pour représenter celles réelles au sein du matériau. L'écrouissage à utiliser pour les lois élémentaires se déduit des propriétés usuelles constatées sur les cristaux à savoir un écrouissage saturant [Balland 11].

La figure 4.3.2 montre la loi choisie pour représenter la distribution des contraintes seuils de plasticité. Elle est représentée par la densité de la loi de Rayleigh et s'écrit :

$$f(x/\kappa) = \frac{x}{\kappa^2} e^{-\frac{x^2}{2\kappa^2}} \tag{4.5}$$

où  $f$  est la densité de probabilité et  $\kappa$  pilote à la fois la moyenne et l'écart type de la distribution de Rayleigh.

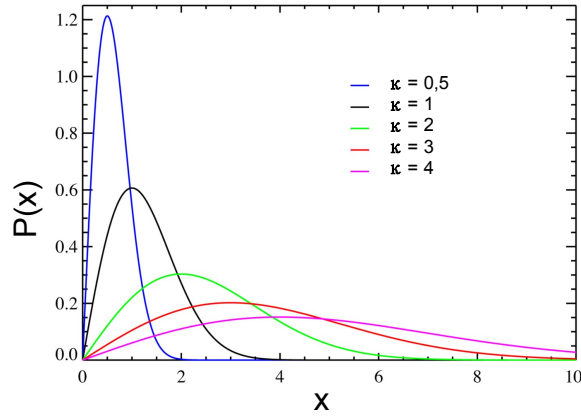


Fig. 4.3.2: Distribution de Rayleigh pour  $\kappa$  variant de 0,5 à 4.

La densité de probabilité est une fonction qui permet de représenter une loi de probabilité sous forme d'intégrale. La probabilité que la variable  $x$  soit dans un intervalle  $[a, b]$  est définie par :

$$\int_b^a f(x/\kappa) dx \quad (4.6)$$

La probabilité de l'orientation d'un grain est plus élevée dans le sens du laminage donc pour  $\theta = 0^\circ$  mais peut se répartir aléatoirement suivant toutes les directions. Cependant, dans un premier temps, plusieurs hypothèses ont été faites pour limiter les valeurs possibles d'orientation des grains. La nature cristalline hexagonale du titane tend à limiter les plans de glissement donc, pour une direction donnée, le matériau va pouvoir se déformer soit facilement soit difficilement, contrairement à un matériau à structure cubique par exemple. Le choix a été fait de modéliser l'orientation du VER selon deux directions : une direction favorisant la déformation du VER et une direction limitant la déformation du VER. De plus, chaque VER a les mêmes propriétés intrinsèques d'anisotropie représentées par le critère de Hill. La figure 4.3.3 montre la loi de distribution choisie pour représenter la densité d'orientation dans le matériau. Cette densité est décrite par une loi discrète à une variable aléatoire. Les deux probabilités associées des deux singletons  $0^\circ$  et  $90^\circ$  de cette loi s'écrivent :

$$P(\theta = 0^\circ/m) = m \quad (4.7)$$

$$P(\theta = 90^\circ/m) = 1 - m \quad (4.8)$$

où  $m$  est la variable définissant la probabilité d'avoir une direction plutôt que l'autre.

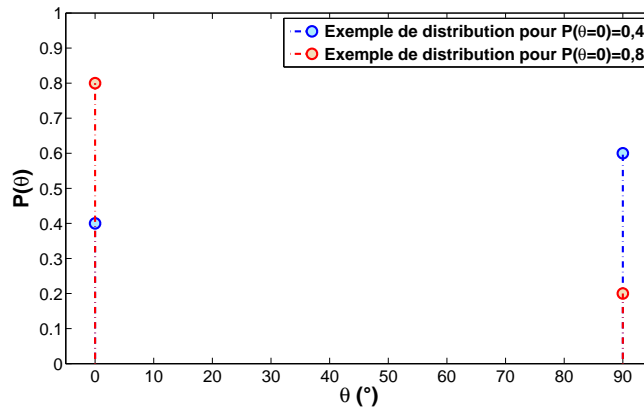


Fig. 4.3.3: Représentation la loi discrète pour  $m = 0,4$  et  $m = 0,8$ .

### 4.3.3 Intérêt de la méthode

La distribution des contraintes seuils ou d'orientation d'anisotropie entraîne un effet d'hétérogénéité de déformation comme le montre la figure 4.3.4 (a).

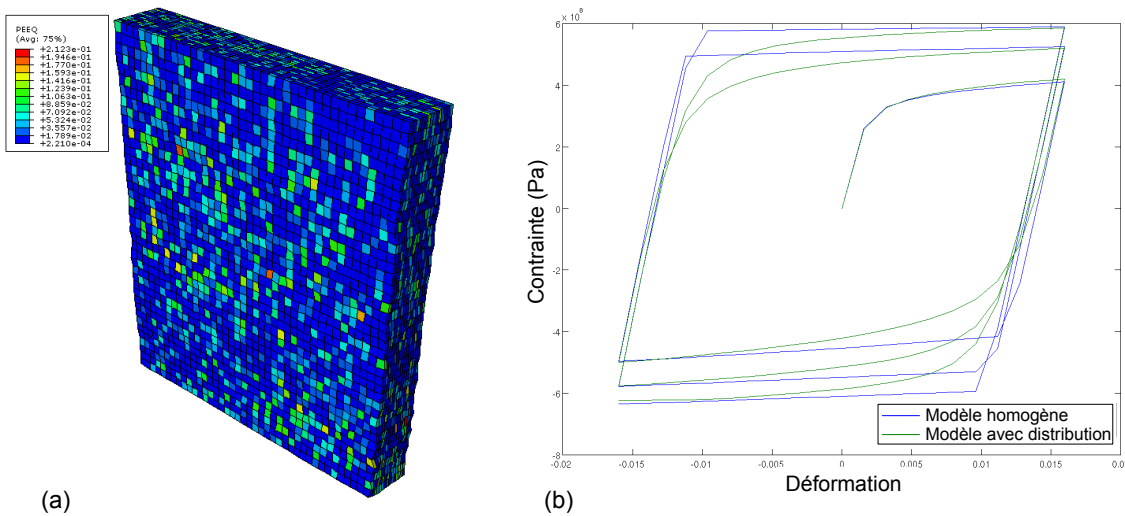


Fig. 4.3.4: (a) Cartographie des contraintes logarithmiques lors de la simulation de l'essai de traction numérique. (b) Comparaison des courbes contrainte-déformation en trajet de chargement cyclique dans le cas d'un modèle homogène et dans le cas d'un modèle avec distribution des limites d'élasticité [Déprés 11].

La figure 4.3.4 (b) présente la réponse d'une éprouvette soumise à un trajet de chargement cyclique dans le cas où le comportement est homogène et dans le cas où une distribution est utilisée. Le comportement avec la distribution induit un écrouissage cinématique. En effet, l'énergie élastique stockée lors du chargement est utilisée par le matériau pour induire une plasticité retour prématurée lors du déchargement.

Ce type de modélisation permet de plus, d'utiliser sans complexité supplémentaire les modèles usuels des codes éléments finis, et de restituer l'érouissage cinématique.

#### 4.3.4 Démarche expérimentale et numérique

L'érouissage cinématique est engendré par l'hétérogénéité du matériau : par l'orientation des grains et par leurs densités de dislocation. En effet, l'hétérogénéité engendrée par l'introduction de la distribution d'orientation de surface de charge anisotrope ( $D_{Aniso}$ ) induit de l'érouissage cinématique. C'est-à-dire que pour une direction donnée, cette distribution engendre une distribution de limite d'élasticité. De même, l'hétérogénéité causée par l'introduction de la distribution de limite d'élasticité ( $D_{\sigma_0}$ ) induit de l'érouissage cinématique. C'est pourquoi, afin d'identifier l'érouissage cinématique induit par ces deux distributions, il est nécessaire de les identifier séparément.

La démarche expérimentale se fonde sur des observations à un niveau macroscopique, issues d'essais de traction uniaxiale, pour caler un modèle de comportement à un niveau microscopique polycristallin. Pour cela deux étapes sont nécessaires.

- La première étape nécessite l'identification des paramètres de la loi de comportement globale et l'identification des paramètres introduisant l'anisotropie locale. Le paramétrage de la distribution d'orientation de la surface de charge se fait par un paramètre  $m$ . Le paramétrage de l'érouissage isotrope s'effectue avec les paramètres d'une loi de Ludwick :  $K$  et  $n$  et l'anisotropie du VER par les coefficients de Lankford :  $r_0$ ,  $r_{45}$  et  $r_{90}$ . Ce sont les valeurs de ces six paramètres définis à l'échelle du VER qu'il s'agit de déterminer pour obtenir une restitution correcte du comportement global du matériau issu de trois essais de traction numériques à  $0^\circ$ ,  $45^\circ$  et  $90^\circ$ . Ces trois essais sont nécessaires pour calculer les efforts et les déformations transverses et ainsi pourvoir les comparer à ceux issus des essais expérimentaux.
- La seconde étape consiste à fixer les paramètres de la distribution d'orientation et d'anisotropie du VER et nécessite l'identification de trois paramètres. Le paramétrage de la distribution de Rayleigh s'effectue avec la moyenne des contraintes  $\sigma_{moyenne} = \sigma\sqrt{\pi/2}$ . Le paramétrage de l'érouissage s'effectue avec la valeur de la pente  $n_e$  et la valeur de la contrainte de saturation  $\sigma_{sat}$ . Ce sont les valeurs de ces trois paramètres définis à l'échelle du VER qu'il s'agit de déterminer pour obtenir une restitution correcte du comportement global du matériau issu d'un essai de traction.

L'ordre de ces deux étapes est important. En effet, si la deuxième étape est réalisée avant la première, la distribution  $D_{Aniso}$ <sup>1</sup> va irrémédiablement changer la réponse du modèle lors

---

1.  $D_{Aniso}$  est la distribution d'orientation de la surface de charge anisotrope.

#### 4. CHOIX DU MODÈLE DE COMPORTEMENT DANS LA MODÉLISATION DU PROCÉDÉ

de l'identification de la distribution  $D_{\sigma_0}$ <sup>2</sup>. C'est pourquoi, la première étape consiste à identifier uniquement la distribution  $D_{Aniso}$  locale et une loi de comportement globale. Ainsi, l'hétérogénéité est uniquement induite par la distribution  $D_{Aniso}$ . Lors de la deuxième étape, seule la loi de comportement locale est identifiée par l'ajout de la distribution  $D_{\sigma_0}$ .

Les paramètres de ces deux étapes sont identifiés par une procédure d'optimisation d'ordre 1. Les paramètres sont donc ajustés itérativement de façon à retrouver :

- pour la première étape, la force expérimentale  $F(t)$  et les déformations transverses  $\epsilon_{II}(t)$  selon les trois directions  $0^\circ$ ,  $45^\circ$  et  $90^\circ$  par rapport au sens du laminage,
- pour la seconde étape, la force expérimentale  $F(t)$  à  $0^\circ$ .

La figure 4.3.5 montre le schéma de principe d'identification des paramètres de la première étape. Le schéma est identique pour la seconde étape, mais sur un seul essai à  $0^\circ$  et en comparant uniquement l'effort. Les fonctions objectifs diffèrent entre les deux étapes et sont donc explicitées dans les paragraphes 4.3.6 et 4.3.7.

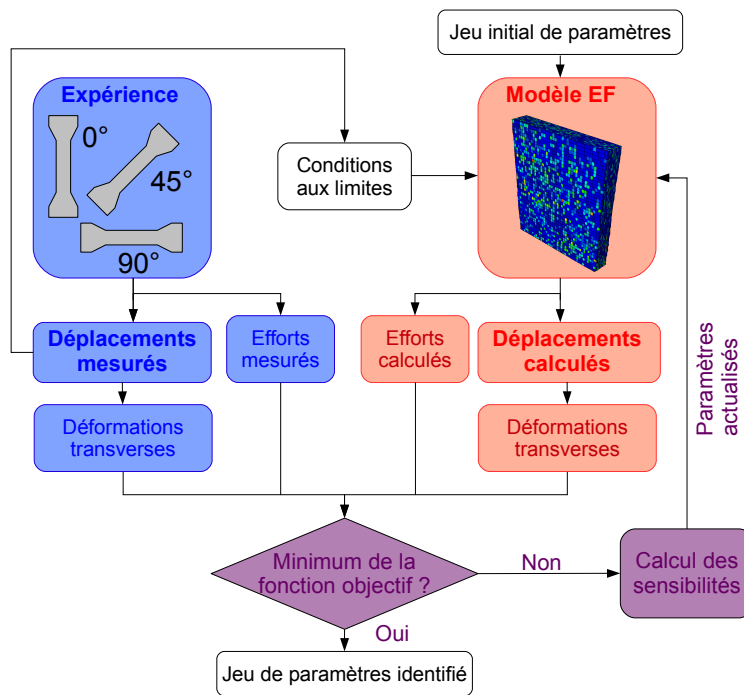


Fig. 4.3.5: Schéma de principe d'identification des paramètres d'anisotropie du VER et des paramètres d'écrouissage isotrope.

La démarche est validée sur un matériau présentant une forte anisotropie puis appliquée sur le DC03. Les résultats obtenus sont comparés avec les résultats des essais expérimentaux. Les différences entre les résultats issus des modèles et des différents essais mécaniques sont discutées et l'origine des différences recherchée.

2.  $D_{\sigma_0}$  est la distribution de limite d'élasticité.

### 4.3.5 Modélisation numérique des essais de traction

L'identification des paramètres se base sur les trois essais de traction expérimentaux réalisés à  $0^\circ$ ,  $45^\circ$  et  $90^\circ$ . La construction du modèle éléments finis doit nécessairement reproduire la géométrie et les conditions aux limites de chaque essai expérimental. Trois modèles éléments finis tridimensionnels sont donc construits à partir des trois géométries d'essais à  $0^\circ$ ,  $45^\circ$  et  $90^\circ$ . Les dimensions de la pièce déformable du modèle éléments finis duplique pour la longueur celle de la zone analysée  $L_{DIC}$  et pour la largeur et l'épaisseur celles de l'éprouvette réelle afin que la section modélisée soit égale à celle réelle (figure 4.3.6). Les conditions cinématiques en déplacement qui sont appliquées dans les modèles éléments finis sont issues de la corrélation d'images. En effet, comme l'illustre la figure 4.3.6, la géométrie du modèle éléments finis et la zone d'analyse ne représentent pas entièrement l'éprouvette réelle. De même, la zone d'analyse ne représente pas complètement la zone modélisée. De ce fait, les nœuds près des bords libres ne disposent pas d'informations expérimentales. La valeur moyenne du déplacement en fonction du temps mesurée par analyse d'images sur les bords non libres est donc imposée comme conditions cinématiques au modèle éléments finis sur toute sa largeur.

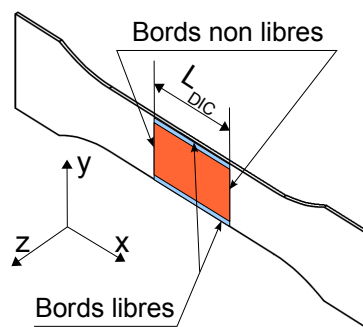


Fig. 4.3.6: Géométrie de l'éprouvette étudié : géométrie réelle de l'éprouvette (blanc), zone analysée par le logiciel de corrélation d'images (orange) et zone modélisé sous ABAQUS (orange + bleu).

La simulation numérique d'un essai de traction dont la loi de comportement est phénoménologique et qui se fonde sur l'hypothèse que le matériau est homogène, peut se modéliser par un modèle éléments finis bidimensionnel à un seul élément. Cependant, la prise en compte des hétérogénéités du matériau introduit une loi de comportement différente sur chaque élément du maillage. Il est donc impossible de représenter correctement un essai de traction avec un seul élément comme avec les lois de comportement phénoménologiques. Chaque élément du maillage peut être vu comme un paramètre d'état. Si le comportement du matériau est représenté par une loi phénoménologique alors ce paramètre vaut 1, dans le cas de la distribution de lois de comportement, il reste indéterminé. Une étude a donc été menée afin de déterminer ce nombre. Le nombre de paramètres d'état est la multiplication du nombre

d'éléments dans l'épaisseur, dans la longueur et dans la largeur de l'éprouvette. Chacun de ces paramètres a fait l'objet d'une étude. Cette dernière est présentée en annexe C.

Le tableau 4.6 présente les valeurs du nombre d'éléments nécessaires pour représenter le VER, avec dans la longueur  $N_{eLong}$ , la largeur  $N_{eLarg}$  et l'épaisseur  $N_{ep}$ .

	$N_{eLong}$	$N_{eLarg}$	$N_{ep}$
<b>Nombre d'éléments</b>	40	40	15

Tab. 4.6: Récapitulatif des différents nombre d'éléments nécessaires pour représenter le VER.

Le nombre d'éléments nécessaires pour représenter l'essai de traction étant déterminé, les différents paramètres des lois de comportement distribuées peuvent être identifiés.

### 4.3.6 Première étape : identification des paramètres d'anisotropie locaux

La première étape permet l'identification d'une loi d'écrouissage globale de type Ludwik, de la distribution  $D_{Aniso}$  et des coefficients de Lankford à l'échelle du VER. Pour limiter le nombre de paramètres à identifier dans l'analyse inverse, seuls les coefficients de Lankford  $r_0$  et  $r_{90}$  sont identifiés. En effet, la variation de ces deux coefficients suffit à donner aux coefficients de Hill  $F$ ,  $G$ ,  $H$  et  $N$  des valeurs différentes. C'est pourquoi le coefficient de Lankford  $r_{45}$  est fixé arbitrairement et considéré comme valant 1.

Une fonction objectif est construite sur la base des données numériques et expérimentales puis un algorithme d'optimisation actualise itérativement le jeu de paramètres. La formulation de la fonction objectif est donnée par :

$$f(\underline{x}) = \sum_{i,j=1}^{N_e, N_t} \left( \left| \frac{F_{i,j}^{EF}(\underline{x}) \dot{\gamma}_j^{EF}(\underline{x}) - F_{i,j}^{exp} \dot{\gamma}_j^{exp}}{F_{i,j}^{exp} \dot{\gamma}_j^{exp}} \right| + \left| \frac{\epsilon_{II i,j}^{EF}(\underline{x}) \dot{\gamma}_j^{EF}(\underline{x}) - \epsilon_{II i,j}^{exp} \dot{\gamma}_j^{exp}}{\epsilon_{II i,j}^{exp} \dot{\gamma}_j^{exp}} \right| \right)_{i,j} \quad (4.9)$$

où  $N_t$  est le nombre de pas de temps et  $N_e$  le nombre d'essais considérés. Le processus d'optimisation peut être conduit sur une série de plusieurs essais. Dans notre cas  $N_e = 3$ , pour les trois essais de traction à  $0^\circ$ ,  $45^\circ$  et  $90^\circ$  par rapport au sens du laminage. La valeur de la force et celle des déformations n'ayant pas le même ordre de grandeur, une division par la force ou la déformation à l'instant  $t$  est réalisée pour que les termes aient le même ordre de grandeur. Un critère de convergence permet de stopper l'actualisation.

La figure 4.3.7 présente la charge en fonction du temps  $F(t)$  à  $0^\circ$  par rapport au sens du laminage issue d'un essai de traction expérimental et issue de la simulation avant et après

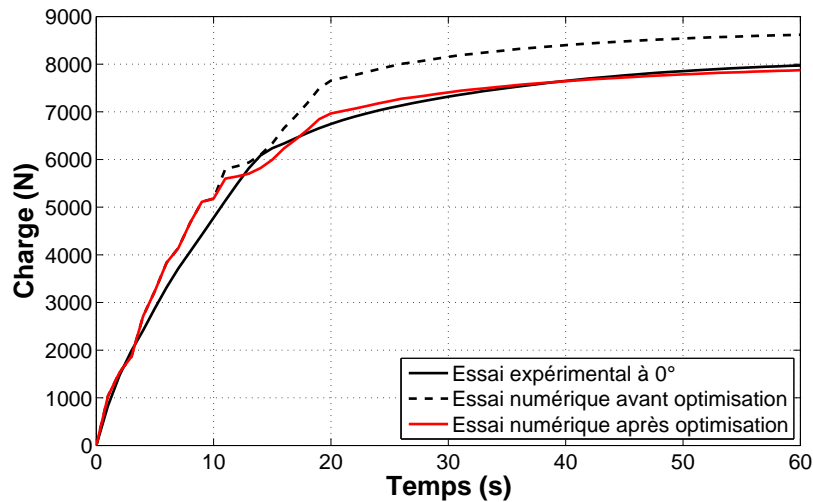


Fig. 4.3.7: Comparaison de la charge en fonction du temps  $F(t)$  à  $0^\circ$  par rapport au sens du laminage d'un essai de traction expérimental et numériques avant et après optimisation du jeu de paramètres.

optimisation du jeu de paramètres. Il y a une bonne prédiction à la fois de la première et de la seconde partie de la courbe.

La figure 4.3.8 montre la charge en fonction du temps  $F(t)$  à  $45^\circ$  par rapport au sens du laminage d'un essai de traction expérimental et numérique avant et après optimisation du jeu de paramètres. Il y a une bonne similitude de la courbe simulée et de la courbe expérimentale. Cependant, il y a une mauvaise reproduction de la première partie de la courbe dont la pente est surestimée au niveau des résultats numériques. De plus, les efforts issus des simulations avant et après optimisation sont très proches.

La mauvaise restitution du comportement élastique du matériau peut être due à la non prise en compte de l'anisotropie élastique. En effet, le titane présente une anisotropie plastique mais aussi élastique. Cette anisotropie élastique change donc la première pente de la charge expérimentale  $F(t)$  des trois essais à  $0^\circ$ ,  $45^\circ$  et  $90^\circ$  par rapport au sens du laminage. Ce changement de pente ne peut être correctement prédit par les modèles éléments finis.

De plus, la faible variation des résultats, provenant des différents modèles éléments finis, au changement de paramètres s'explique par la forme de la distribution et la non variation du paramètre  $r_{45}$ . En effet, la surface de charge est orientée soit à  $0^\circ$  soit à  $90^\circ$ . De ce fait, l'influence du changement de la forme de la surface de charge orientée à  $45^\circ$  est faible par rapport à celle de la surface de charge orientée selon les deux autres directions. La figure 4.3.9 (a) représente schématiquement deux surfaces de charge pour un élément du maillage avec des paramètres d'anisotropie différents et les trois repères associés aux directions de sollicitations des essais de traction numériques. La direction de sollicitation peut être  $X$  ou  $Y$  en fonction



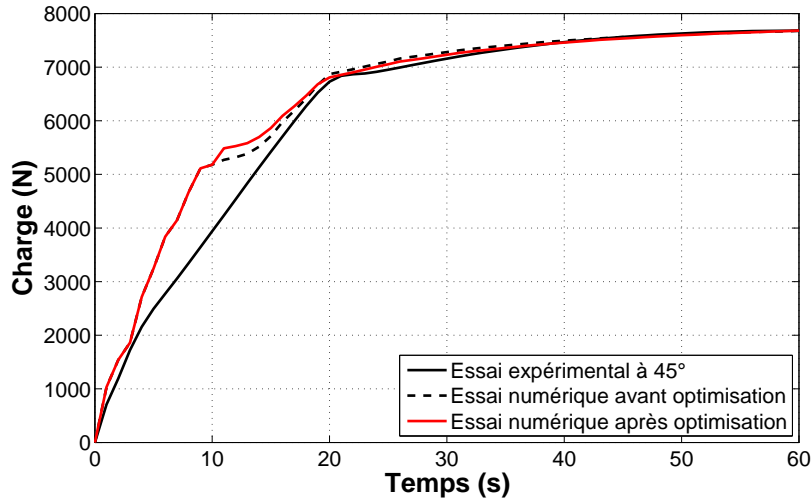


Fig. 4.3.8: Comparaison de la charge en fonction du temps  $F(t)$  à  $45^\circ$  par rapport au sens du laminage d'un essai de traction expérimental et numériques avant et après optimisation du jeu de paramètres.

de la valeur de  $\theta$ , la direction  $X$  si  $\theta = 0^\circ$  et  $Y$  si  $\theta = 90^\circ$ . Selon les directions de sollicitation  $0^\circ$  et  $90^\circ$ , la différence entre la limite d'élasticité  $\sigma_{0X}$  selon la direction  $X$  et  $\sigma_{0Y}$  selon la direction  $Y$  est grande. Cependant, ces limites sont égales dans le cas où la direction de sollicitation est à  $45^\circ$ . De plus, le changement de forme de la surface de charge induit par la variation des paramètres d'anisotropie à une plus grande influence sur la limite d'élasticité  $\sigma_0$  selon les directions de sollicitation  $0^\circ$  et  $90^\circ$  que pour celle à  $45^\circ$ .

La figure 4.3.9 (b) montre la charge en fonction du temps  $F(t)$  à  $90^\circ$  par rapport au sens du laminage d'un essai de traction expérimental et numérique avant et après optimisation du jeu de paramètres. Il y a une bonne prédiction à la fois de la première et de la seconde partie de la courbe.

Sur les trois figures 4.3.7, 4.3.8 et 4.3.9 (b) des irrégularités sur la première partie de la courbe et un plateau apparaissent. Ces irrégularités sont dues à la modélisation du comportement du matériau et plus particulièrement à la courbe d'écroûissage. En effet, cette courbe est identique pour chaque élément du maillage. La courbe d'écroûissage globale couplée à la distribution d'orientation de la surface de charge (uniquement à  $0^\circ$  ou  $90^\circ$ ) distribuée localement, pour une direction donnée, deux courbes d'écroûissage : une lorsque la surface est orientée à  $0^\circ$  et l'autre lorsqu'elle est orientée à  $90^\circ$ . Cette distribution uniquement de ces courbes ne permet pas de reproduire un écroûissage lissé et produit ces irrégularités et le plateau pour  $t \leq 20$  s. Lors de l'introduction de la distribution de limite d'élasticité dans la seconde étape, ces irrégularités ainsi que le plateau disparaissent.

La comparaison de l'effort en fonction du temps  $f(t)$  selon les trois directions  $0^\circ$ ,  $45^\circ$  et

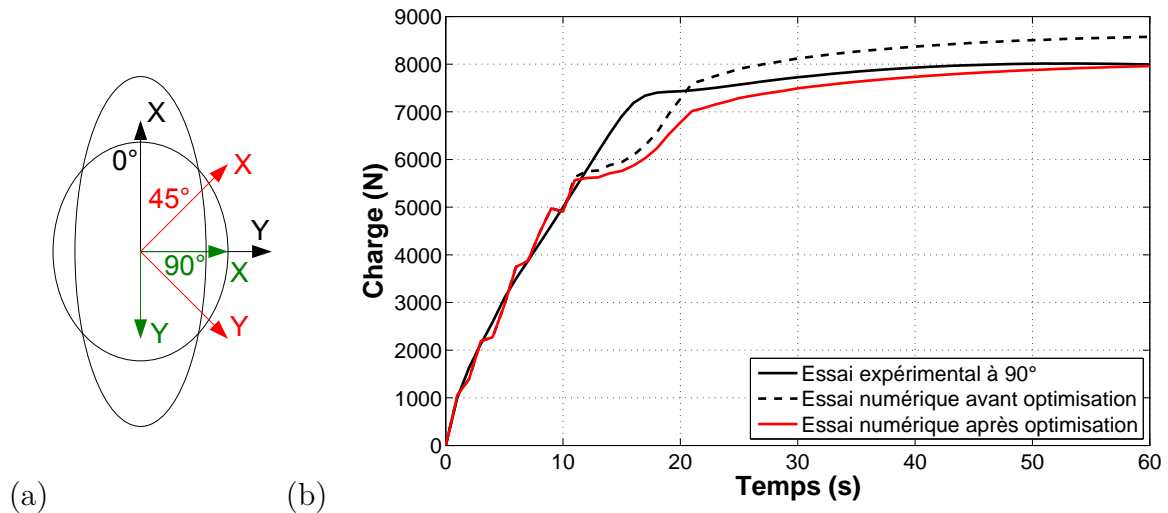


Fig. 4.3.9: (a) Schématisation de deux surfaces de charges et de trois repères orientés à  $0^\circ$  et  $45^\circ$  et  $90^\circ$ . (b) Comparaison de la charge en fonction du temps  $F(t)$  à  $90^\circ$  par rapport au sens du laminage d'un essai de traction expérimental et numériques avant et après optimisation du jeu de paramètres.

$90^\circ$  par rapport au sens du laminage n'est pas suffisante pour déterminer si l'anisotropie du matériau est correctement modélisée. La figure 4.3.10 montre les déformations transverses en fonction du temps  $\epsilon_{II}(t)$  à  $0^\circ$ ,  $45^\circ$  et  $90^\circ$  par rapport au sens du laminage issues d'essais de traction expérimentaux et numériques avant et après optimisation du jeu de paramètres.

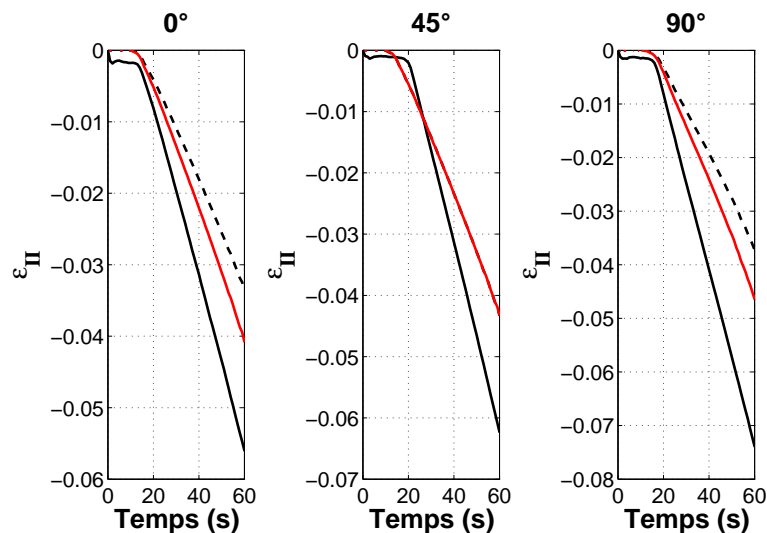


Fig. 4.3.10: Comparaison des déformations transverses en fonction du temps  $\epsilon_{II}(t)$  à  $0^\circ$ ,  $45^\circ$  et  $90^\circ$  par rapport au sens du laminage issues d'essais de traction expérimentaux (en noir) et numériques avant et après optimisation du jeu de paramètres respectivement en pointillé noir et en rouge.

Les déformations transverses qui sont prédites ne permettent pas de représenter correctement l'anisotropie transverse. De plus, la sensibilité du modèle éléments finis au changement du jeu de paramètres au niveau de  $\epsilon_{II}(t)$  à  $45^\circ$  est faible, comme pour  $f(t)$  à  $45^\circ$ . La modélisation

de la distribution d'orientation de la surface de charge est très restrictive et ne présente que partiellement la réalité. Ici, la distribution oriente la surface soit à  $0^\circ$  soit à  $90^\circ$  et uniquement dans un plan, alors que dans la réalité l'orientation peut être selon toutes les directions.

Le tableau 4.7 présente les paramètres initiaux et à l'issus de l'optimisation afin d'identifier le comportement global et les paramètres locaux d'anisotropie du T40.

	$K$ (MPa)	$n$	$r_0$	$r_{90}$	$P(\theta = 0)$
<b>Paramètres initiaux</b>	450	0,288	0,6	0,67	0,4
<b>Paramètres optimisés</b>	454,6	0,338	0,96	0,86	0,4035

Tab. 4.7: Jeux de paramètres initiaux et optimisés issus des trois essais de traction numériques à  $0^\circ$ ,  $45^\circ$  et  $90^\circ$  par rapport au sens du laminage.

La distribution d'orientation de surface de charge est modélisée de manière approchée, c'est-à-dire qu'elle représente de manière approximative la distribution réelle d'orientation de surface de charge au sein d'un polycristal.

### 4.3.7 Seconde étape : identification des paramètres du comportement local

La seconde étape permet l'identification du comportement local du matériau induit par la distribution  $D_{\sigma_0}$ . Les valeurs des paramètres d'anisotropie locale distribuée sont identiques à ceux identifiés à la première étape. C'est-à-dire que les paramètres de la distribution d'orientation et d'anisotropie du VER sont fixés. La seconde étape nécessite l'identification de trois paramètres. Le paramétrage de la distribution de Rayleigh s'effectue avec la moyenne des contraintes  $\sigma_{moyenne} = \sigma\sqrt{\pi/2}$ . Le paramétrage de l'écroutissage s'effectue avec la valeur de la pente  $n_e$  et la valeur de la contrainte de saturation  $\sigma_{sat}$ . Ce sont les valeurs de ces trois paramètres définis à l'échelle du VER qu'il s'agit de déterminer pour obtenir une restitution du comportement global du matériau issu d'un essai de traction.

Une fonction objectif est construite sur la base des données numériques et expérimentales puis un algorithme d'optimisation actualise itérativement le jeu de paramètres. La formulation de la fonction objectif est donnée par :

$$f(\underline{x}) = \sum_{i,j=1}^{N_e, N_t} \left( | F_{i,j}^{EF}(\underline{x}) i_j^{EF}(\underline{x}) - F_{i,j}^{exp} i_j^{exp} | \right)_{i,j} \quad (4.10)$$

où  $N_t$  est le nombre de pas de temps et  $N_e$  le nombre d'essais considérés. Dans notre cas  $N_e = 1$ , pour l'essai de traction à  $0^\circ$  par rapport au sens du laminage. Un critère de convergence permet de stopper l'actualisation.

La figure 4.3.11 montre la charge en fonction du temps  $F(t)$  à  $0^\circ$  par rapport au sens du laminage d'un essai de traction expérimental et numérique avant et après optimisation du jeu de paramètres. Malgré la manière très synthétique de modéliser le comportement du VER, il y a une bonne représentation globale de l'effort expérimental.

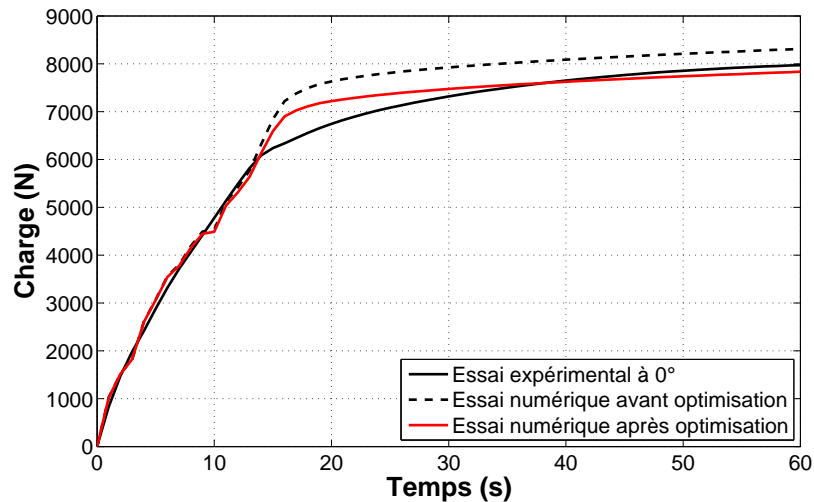


Fig. 4.3.11: Comparaison de la charge en fonction du temps  $F(t)$  à  $0^\circ$  par rapport au sens du laminage d'un essai de traction expérimental et numériques avant et après optimisation du jeu de paramètres de l'étape 2 d'identification des paramètres du comportement local.

En effet, la première partie de la courbe est mieux représentée qu'à la première étape. De plus, le plateau dû à la description du comportement global a disparu. Cependant, la courbure après la première pente n'est pas respectée. Ce non respect peut être dû :

- au choix de la distribution de limite d'élasticité,
- à la représentation simple de l'écoulement (bilinéaire),
- ou encore à l'algorithme d'optimisation qui n'a pas réussi à trouver d'optimum.

Le tableau 4.8 récapitule les paramètres initiaux et après optimisation de l'identification des paramètres du comportement local.

	$\sigma_{moyenne}$ (MPa)	$\sigma_{sat}$ (MPa)	$n_e$ (MPa)
<b>Paramètres initiaux</b>	528	1120	830
<b>Paramètres optimisés</b>	500	918	828

Tab. 4.8: Jeux de paramètres initiaux et optimisés issus de l'essai de traction numériques à  $0^\circ$  par rapport au sens du laminage de l'étape 2 d'identification des paramètres du comportement local.

### 4.3.8 Conclusion sur la démarche et les résultats d'identification des paramètres locaux

Une démarche d'identification des paramètres locaux a été menée sur un matériau anisotrope, désigné T40. Cette démarche est composée de deux étapes :

- une étape permettant l'identification des paramètres locaux d'anisotropie et la distribution d'orientation de surface de charge,
- une étape permettant l'identification des paramètres du comportement local.

Même si les courbes d'effort et de déformation sont représentées de manière approximative, cette étude entame une démarche qui s'intéresse aux hétérogénéités et qui vise à décrire le comportement du matériau non plus à l'échelle microscopique mais macroscopique. Les résultats de la démarche entamée dans cette étude montrent qu'il est possible de représenter le comportement du matériau par une distribution de loi de comportement et d'orientation de surface de charge. Ces distributions permettent de prendre en compte les hétérogénéités responsables de l'érouissage cinématique sans que l'érouissage du modèle de comportement le soit.

L'identification par méthode inverse des différents paramètres locaux est long, de l'ordre de trois semaines. De plus, le caractère aléatoire du comportement ne permet pas de réaliser des optimisations ou des plans d'expériences sur des modèles éléments finis dégradés (présentant un nombre d'éléments plus faible) afin de réduire les temps de calculs mais d'avoir un optimum approximé ou la tendance de la réponse du modèle. En effet, la réponse d'un modèle éléments finis avec un nombre d'éléments plus faible que celui du modèle éléments finis stabilisé, n'est pas identique. De ce fait, avec un modèle dégradé, il existe plusieurs réponses associées à un jeu de paramètre donné contrairement au modèle stabilisé. C'est pourquoi, l'optimisation ou le plan d'expériences ne peut être réalisé qu'avec le modèle éléments finis stabilisé et que les temps de calculs sont longs.

### 4.3.9 Application de la méthode au DC03

L'anisotropie planaire du DC03 étant faible, l'étape d'identification des paramètres locaux d'anisotropie n'est pas menée, seule la seconde étape est donc réalisée. L'introduction de distribution de limite d'élasticité entraîne implicitement de l'érouissage cinématique lorsque le matériau subit des sollicitations alternées. Cependant, aucune étude n'a été réalisée pour déterminer si cette distribution permet de reproduire le comportement du matériau soumis à un essai cyclique. C'est pourquoi l'identification des paramètres du comportement local a été menée à partir d'un essai de cisaillement cyclique.

#### 4.3.9.1 Modélisation numérique de l'essai de cisaillement cyclique

L'essai de cisaillement est, avec l'essai de traction, un essai pouvant être considéré comme homogène. Cette hypothèse a été faite au paragraphe 2.6.3 pour l'identification des paramètres de l'écroutissage isotrope et cinématique. Le modèle numérique de l'essai de cisaillement a été construit avec un seul élément. L'étude de sensibilité du modèle numérique met en évidence que le nombre suffisant d'éléments pour représenter un VER à l'échelle considérée est de : 40 éléments dans la largeur et dans la longueur et de 15 éléments dans l'épaisseur. C'est pourquoi le modèle numérique modélisant l'essai de cisaillement est construit avec ce nombre d'éléments.

L'identification des paramètres se fonde sur l'essai de cisaillement cyclique avec  $\gamma = 0,3$ . La géométrie de l'éprouvette et les conditions aux limites de l'essai sont identiques à celles utilisées au paragraphe 2.6.3.

#### 4.3.9.2 Identification des paramètres du comportement local à partir d'un essai de cisaillement cyclique

L'identification du comportement local du matériau est réalisée à partir d'un essai de cisaillement cyclique. Cette étape nécessite l'identification de trois paramètres. Le paramétrage de la distribution de Rayleigh s'effectue avec la moyenne des contraintes  $\sigma_{moyenne} = \sigma\sqrt{\pi/2}$ . Le paramétrage de l'écroutissage s'effectue avec la valeur de la pente  $n_e$  et la valeur de la contrainte de saturation  $\sigma_{sat}$ . Ce sont les valeurs de ces trois paramètres définis à l'échelle du VER qu'il s'agit de déterminer pour obtenir une restitution du comportement global du matériau issu d'un essai de cisaillement cyclique.

Une fonction objectif est construite sur la base des données numériques et expérimentales puis un algorithme d'optimisation actualise itérativement le jeu de paramètres. La formulation de la fonction objectif est identique à celle utilisée au paragraphe 2.6.3. La formulation est rappelée :

$$f(\underline{x}) = \sum_{i,j=1}^{N_e, N_t} \left( \left| \tau_{i,j}^{EF}(\underline{x}) \gamma_{i,j}^{EF}(\underline{x}) - \tau_{i,j}^{exp} \gamma_{i,j}^{exp} \right| \right)_{i,j} \quad (4.11)$$

où  $N_t$  est le nombre de pas de temps et  $N_e = 1$ , pour l'essai de cisaillement cyclique pour  $\gamma = 0,3$ . Un critère de convergence permet de stopper l'actualisation.

La figure 4.3.12 montre la contrainte en fonction de la déformation  $\tau(\gamma)$  d'un essai de cisaillement cyclique expérimental et numérique avant et après optimisation du jeu de paramètres.

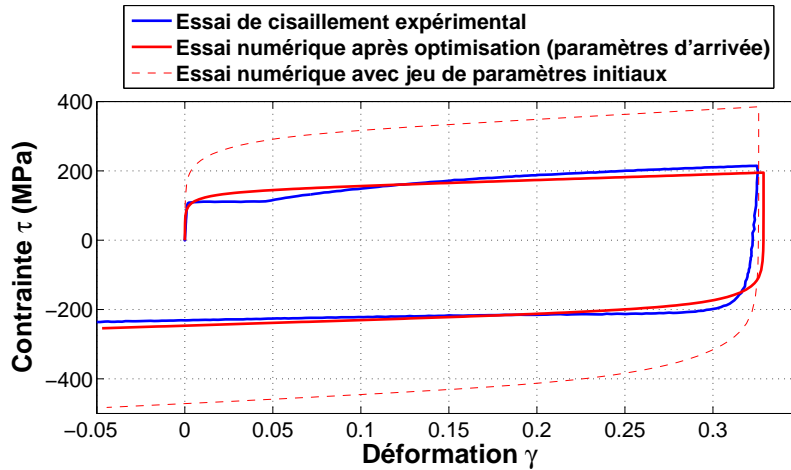


Fig. 4.3.12: Comparaison de la courbe  $\tau(\gamma)$  issue d'un essai de cisaillement cyclique et issue de la simulation avant et après optimisation du jeu de paramètres.

L'introduction d'hétérogénéités au moyen de distribution de limites d'élasticité sur chaque élément du maillage permet de reproduire le comportement du matériau soumis à une sollicitation cyclique. En effet, il y a une bonne corrélation entre l'essai de cisaillement cyclique numérique et expérimental. Même si le plateau ne peut pas être représenté, la courbure de l'érouissage à la recharge est bien représentée. De plus, contrairement à l'essai numérique dont le modèle de comportement a été identifié au paragraphe 2.6.3, la limite d'élasticité à la recharge est mieux représentée.

Le tableau 4.9 présente les paramètres initiaux et après optimisations de l'identification des paramètres du comportement local identifiés à partir d'un essai de cisaillement cyclique.

	$\sigma_{moyenne} (MPa)$	$\sigma_{sat} (MPa)$	$n (MPa)$
<b>Paramètres initiaux</b>	529	1122	832
<b>Paramètres optimisés</b>	251,2	1013,6	463,9

Tab. 4.9: Jeux de paramètres initiaux et optimisés issus de l'optimisation d'un essai de cisaillement cyclique.

Les résultats d'une simulation d'un essai numérique dont le modèle de comportement est identifié à partir d'un essai de traction ne sont pas identiques à ceux dont le modèle de comportement a été identifié à partir d'un autre essai (essai de cisaillement par exemple). Dans le but de déterminer si l'identification des paramètres du comportement local du matériau et de sa distribution sont à même de représenter le comportement d'un essai de traction, un modèle éléments finis a été construit. Les paramètres du comportement local identifiés à partir de l'essai de cisaillement cyclique sont introduits dans le modèle. La figure 4.3.13 présente les courbes contrainte en fonction de la déformation  $\sigma(\epsilon)$  issues d'un essai de traction expérimental et de l'essai de traction numérique.

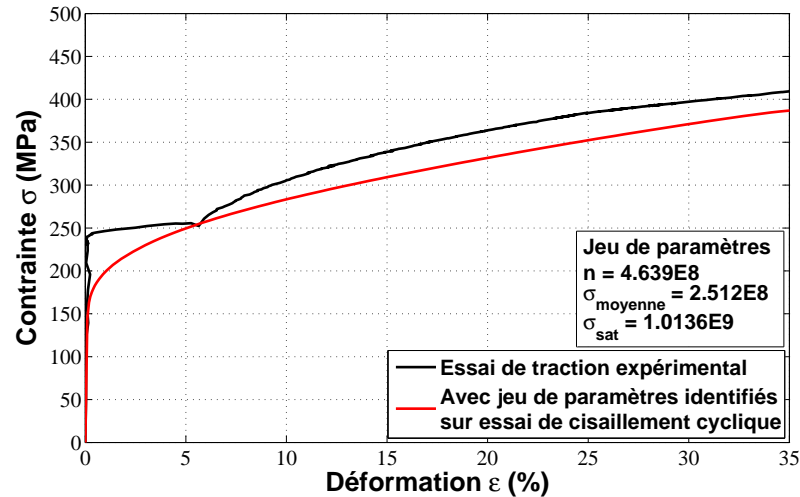


Fig. 4.3.13: Comparaison de la courbe contrainte en fonction de la déformation  $\sigma(\epsilon)$  provenant de l'essai de traction expérimental et numérique avec jeu de paramètres optimisé du comportement local issu de l'essai de cisaillement.

Malgré une représentation du comportement simple (loi bilinéaire) distribuée, les courbes  $\sigma(\epsilon)$  issues d'un essai de traction expérimental et numérique sont proches. La prise en compte des hétérogénéités par l'introduction de limite d'élasticité distribuée permet donc de modéliser le comportement d'un matériau soumis à des trajets de chargements différents.

#### 4.3.10 Limites de la modélisation du comportement distribuée

La modélisation du comportement par l'introduction de limite d'élasticité distribuée ou d'orientation de surface de charge permet de reproduire le comportement du matériau avec plus ou moins de fidélité. En effet, le caractère simplifié des distributions fait que le comportement du matériau est alors « caricaturé ». Il est donc normal que le comportement identifié soit dénaturé par rapport au comportement réel du matériau. Malgré des distributions et un écrouissage simples, cette modélisation a tout de même permis de représenter le comportement d'un matériau fortement anisotrope. De plus, un même jeu de paramètres permet à la fois de modéliser le comportement d'un matériau soumis à des trajets de chargements différents.

Cependant, deux points n'ont pas été abordés dans cette étude :

- le temps d'identification des paramètres de la modélisation distribuée,
- comment intégrer cette modélisation dans un modèle éléments finis (autre que la modélisation d'essais mécaniques).

Le temps d'identification d'un modèle de comportement phénoménologique tel que celui décrit au chapitre 2 est d'environ une semaine. Cette semaine comprend : la réalisation des



essais expérimentaux, l'exploitation de l'essai et l'identification du modèle de comportement par méthode inverse. La méthode d'identification des paramètres de la modélisation distribuée passe par une analyse inverse. Cette analyse est invariablement dépendante au nombre d'éléments qui constitue le modèle éléments finis. Afin d'utiliser cette méthode, le modèle éléments finis doit être composé de 24 000 éléments<sup>3</sup> contre un seul élément dans le cas de l'identification inverse du modèle de comportement phénoménologique. De ce fait, le temps d'identification est beaucoup plus long. En effet, si la comparaison est faite uniquement sur l'identification des trois paramètres de la seconde étape, le temps nécessaire est de l'ordre de trois semaines. Ce temps dépend des paramètres d'entrée, du nombre d'itération nécessaire et de l'utilisation du processeur.

L'utilisation de cette modélisation du comportement du matériau dans un modèle éléments finis autre qu'un essai considéré comme homogène reste pour le moment impossible. En effet, chaque élément du maillage constituant le modèle éléments finis devrait être décomposé en 24 000 éléments afin de traduire l'hétérogénéité du matériau (dans le cas où le VER est considéré comme un élément du maillage quel que soit le modèle utilisé). Ainsi, dans la modélisation du procédé étudié, cela reviendrait à avoir une virole composée de 72 millions d'éléments, uniquement si la modélisation du comportement est faite sur  $\frac{1}{8}$ <sup>ème</sup> de la pièce. La modélisation du comportement du matériau par l'introduction d'hétérogénéités est donc pour le moment limitée. Son utilisation se limite aux essais ou procédés pouvant être simulés avec peu d'éléments lorsqu'ils utilisent un modèle de comportement phénoménologique.

## 4.4 Conclusion

Ce chapitre est composé de deux parties : (i) la première portant sur l'étude de sensibilité aux modèles de comportement sur les résultats issus des simulations du modèle éléments finis et (ii) la seconde dédiée à une modélisation plus physique du comportement du matériau.

La première partie a porté sur l'utilisation de quatre modèles de comportement prenant en compte l'anisotropie du matériau et différents types d'érouissages (isotrope, cinématique) dans le modèle éléments finis tridimensionnel. Elle est dédiée à la modélisation du procédé sur la pièce de référence. Quatre jeux de paramètres du modèle de comportement correspondants ont été déterminés. Dans un premier temps, seul l'effet du changement de critère de plasticité a été comparé (isotrope et anisotrope). Les simulations donnent des résultats très proches aussi bien au niveau de la géométrie de la pièce que pour l'effort s'appliquant sur le galet. Cette faible sensibilité peut s'expliquer par la faible anisotropie du matériau et par le repère matériel par rapport au sens du laminage de la virole qui est orienté de la même manière quelle que soit sa section. Dans un deuxième temps, l'effet du changement d'érouissage a

---

3. 40 éléments dans la longueur et la largeur et 15 éléments dans l'épaisseur

été comparé (écrouissage isotrope, écrouissage mixte identifié à partir d'essais de cisaillement cycliques et écrouissage mixte dont l'écrouissage isotrope a été identifié à partir d'essais de traction). Les résultats de la simulation des trois modèles éléments finis donnent des profils et des déformations très proches. La faible influence de l'écrouissage sur le profil et les déformations est due aux conditions cinématiques qui imposent un déplacement au galet. Cela signifie que dans le cas où le profil de la pièce déformée est uniquement pris en compte, l'écrouissage du matériau n'est pas important, seule la description du modèle élastique l'est.

Par contre, sur l'effort résultant et sur les contraintes résiduelles, le choix du type d'écrouissage a une influence. En effet, la cinématique et la déformation localisée engendre des cycles de charge-décharge plastique ce qui induit des différences lorsque le modèle de comportement prend ou non en compte l'écrouissage cinématique. Finalement, les résultats des simulations sont comparés avec les résultats expérimentaux afin de déterminer quel modèle de comportement est plus à même de prédire le profil de la pièce et l'effort résultant sur le galet. C'est le modèle de comportement avec écrouissage mixte identifié à partir d'essais de cisaillement cycliques et dont l'écrouissage isotrope a été identifié à partir d'essais de traction qui est le plus prédictif.

Dans la seconde partie, une modélisation plus physique du comportement des matériaux a été étudiée. Cette modélisation prend en compte les hétérogénéités présentes dans le matériau (orientation des grains, densité de dislocations). Elle découle de travaux qui mettent en évidence le caractère distribué des contraintes internes. L'exploitation de ce concept est possible avec les éléments finis en introduisant une loi de comportement différente par élément. Une méthode a été proposée pour prendre en compte l'anisotropie. Cette méthode consiste à distribuer aléatoirement une orientation de surface de charge anisotrope et une limite d'élasticité dans le modèle de comportement. Cette méthode a été validée sur un matériau fortement anisotrope et permet de restituer le comportement du matériau sur des essais de traction selon trois directions par rapport au sens du laminage ( $0^\circ$ ,  $45^\circ$  et  $90^\circ$ ). Cette modélisation du comportement engendre implicitement de l'écrouissage cinématique lorsque le matériau subit des sollicitations alternées. Une étude a donc été menée afin de déterminer si la modélisation est capable de reproduire un essai cyclique. Elle montre d'une part, qu'il est possible de représenter l'écrouissage cinématique et, d'autre part que le même jeu de paramètres permet à la fois de représenter le comportement d'un matériau sollicité lors d'un essai de cisaillement ou de traction. Cependant, le temps d'identification des paramètres de cette modélisation est très long, de l'ordre de trois semaines. De plus, son intégration dans un modèle éléments finis autre que la modélisation d'un essai homogène reste limitée aujourd'hui. En effet, chaque élément du maillage d'un modèle éléments finis dont la modélisation est phénoménologique doit être subdivisé en 24 000 sous-éléments si une modélisation distribuée est utilisée.



# Conclusion générale et perspectives

## Conclusion générale

Le procédé de formage incrémental est particulièrement intéressant pour les industriels. Il permet de produire des pièces sans perte matière. De plus, lors du procédé, la déformation plastique induit l'écrouissage du matériau et des contraintes résiduelles apparaissent. La dureté superficielle est de ce fait accrue. Cependant, sa mise au point est fastidieuse : campagne d'essais à chaque lot matière ou changement de géométrie. C'est pourquoi, la construction d'un modèle afin de représenter le procédé est nécessaire. Dans ce rapport, une approche de la modélisation du procédé de formage incrémental est proposée.

Le chapitre 1 a permis de mettre en évidence les difficultés de la modélisation des procédés de formage incrémental : contact localisé, vitesse de déformation élevée, grande déformation. Une étude bibliographique sur la modélisation de ces procédés a montré que les simulations ne permettent pas la prédiction correcte des résultats provenant du procédé réel. De plus, les différentes modélisations ne présentent pas d'analyses précises des types de déformation qui se produisent au cours du procédé. Ceci pose problème car les déformations, sur lequel le modèle de comportement est choisi et l'identification des paramètres qui lui sont associés, ne sont pas en adéquation avec celles du procédé.

Un modèle de comportement a été choisi et ses paramètres ont été identifiés au chapitre 2. Il s'appuie sur une étude des phénomènes physiques mis en jeu par la sollicitation alternée qu'engendre le galet sur la matière. Le modèle de comportement du matériau choisi est de type élasto-plastique isotrope. Il permet, contrairement aux modèles de comportement utilisés jusqu'ici, de prendre en compte l'écrouissage combiné (isotrope et cinématique). Une analyse inverse a donc été menée afin de déterminer les paramètres du modèle de comportement à partir d'essais de cisaillement.

Le chapitre 3 a porté sur la modélisation du procédé par la technique des éléments finis. Trois modèles ont été construits. Les deux premiers, l'un tridimensionnel et l'autre bidimensionnel axisymétrique, modélisent le procédé sur une pièce de référence. Le modèle éléments finis tridimensionnel est une bonne représentation du procédé étudié. Il permet de prédire le

profil et les efforts avec respectivement une différence maximale de  $250 \mu m$  et une erreur de 16 %. Cependant, la modélisation bidimensionnelle n'est pas une bonne représentation. En effet, le phénomène de formation de bourrelet et la cinématique spécifique de l'outillage ne peuvent être simulés. Il est donc indispensable de considérer l'opération de formage en trois dimensions. Enfin, le dernier modèle éléments finis tridimensionnel, permettant de modéliser le cas industriel, a été construit sur la base du modèle de l'étude de la pièce de référence. Le galet, contrairement aux deux autres modèles, engendre l'écrasement de la matière sur une matrice aux formes plus compliquées. La simulation du modèle prédit le profil de la pièce déformée avec une précision de l'ordre de  $700 \mu m$  et l'effort résultant sur le galet avec une erreur de 8 % comparés à ceux provenant du procédé réel. Les différences peuvent être dues :

- sur le profil, à l'utilisation du même maillage que pour l'étude précédente qui a causé des éléments dégénérés,
- sur l'effort et le profil, à la mauvaise représentation de la géométrie de la matrice de forme.

Ce chapitre a également permis de mettre en évidence le rôle du retour élastique. En effet, ce phénomène est présent à chaque instant et ne l'est pas uniquement à la fin du procédé (comme en emboutissage par exemple). Cette étude a montré, sur les différents modèles, que le choix d'une forme particulière permet de réduire considérablement le retour élastique. En effet, la forme plate de la pièce de référence après déformation est soumise à un retour plus important que celle de l'étude de cas industriel. Cette dernière a une forme concave et rigidifie la pièce. Ainsi, un changement même minime de sa géométrie engendre une différence de contraintes importante. Il est donc possible de réduire l'impact de ce phénomène en choisissant une géométrie adaptée.

La construction du modèle doit irrémédiablement passer par une étude de sensibilité à ces paramètres intrinsèques, c'est-à-dire type, nombre d'éléments et choix du maillage. En effet, cette dernière a été réalisée pour l'étude sur la pièce de référence et ne l'a pas été pour l'étude de cas industriel. De plus, les conditions aux limites et cinématique entre le modèle et le procédé doivent être les plus proches possibles :

- modélisation tridimensionnelle,
- bonne description géométrique des outillages (matrice de forme et galet) et de la virole,
- cinématique du galet (distance entre le galet et la matrice).

La modélisation d'un procédé de formage incrémental requiert une description poussée du comportement du matériau. Une étude de la sensibilité du modèle éléments finis aux différents modèles de comportement a donc été menée au chapitre 4. Elle s'est composée de deux parties : (i) une première partie portant sur l'étude de sensibilité aux modèles de comportement sur les résultats du modèle éléments finis et (ii) une seconde partie dédiée à une manière plus physique de modéliser le comportement du matériau. La première étude a montré que la description du comportement plastique n'a pas d'influence sur la géométrie

et les déformations de la pièce déformée. Cela signifie que dans le cas où le profil de la pièce déformée est uniquement pris en compte, l'écrouissage du matériau n'est pas important, seule la description du modèle élastique l'est. La seconde partie traite de la modélisation du comportement du matériau avec un modèle moins phénoménologique. Elle permet d'avoir un caractère plus générique avec un nombre de paramètres inférieurs aux modèles phénoménologiques en prenant en compte les hétérogénéités du matériau. Elle consiste à distribuer aléatoirement une orientation de surfaces de charge anisotrope et une limite d'élasticité sur chaque élément constituant le maillage. Cette méthode a été validée sur un matériau fortement anisotrope et permet de restituer le comportement du matériau sur des essais de traction selon trois directions par rapport au sens du laminage. Cette modélisation du comportement engendre implicitement de l'écrouissage cinématique lorsque le matériau subit des sollicitations alternées. Une étude a donc été menée afin de déterminer si la modélisation est capable de reproduire un essai cyclique. Elle montre d'une part qu'il est possible de représenter correctement l'effet Bauschinger et d'autre part que le même jeu de paramètres permet à la fois de représenter le comportement d'un matériau sollicité lors d'un essai de cisaillement ou de traction. Cependant, le temps d'identification des paramètres de cette modélisation est très long, de l'ordre de trois semaines. De plus, son intégration dans un modèle éléments finis autre que la modélisation d'essais homogènes reste limité aujourd'hui. Elle ouvre toutefois la voie à l'utilisation de modèle de comportement prenant en compte des phénomènes physiques au sein d'un modèle éléments finis sur une opération de formage.

## Perspectives

Les perspectives de ces travaux s'établissent suivant trois axes : (i) le procédé et le matériau, (ii) la modélisation du comportement du matériau et (iii) la modélisation du procédé.

Les essais menés sur le procédé ont été réalisés sur une machine à commandes numériques. Cependant, une nouvelle machine a été développée au cours du projet et vise à produire les futures pièces. De ce fait, une nouvelle campagne d'essais sur cette machine permettrait de comparer les mesures avec les résultats issus des simulations numériques. De plus, l'étude s'est réduite à la modélisation d'un procédé à froid sur un acier faiblement allié alors même que le procédé peut aussi se faire à chaud. Le modèle pourrait prendre en compte l'effet de la température.

Les résultats sur les différentes modélisations du procédé ont montré que la même prédiction du profil et de la cartographie des déformations est observée quel que soit le modèle plastique utilisé. Cependant, la description du modèle élastique doit être très précise pour rendre compte du bon retour élastique lorsque la géométrie de la pièce favorise ce phénomène. En effet, la dépendance du module d'Young en fonction de la déformation est une piste envisagée

afin d'améliorer la prédiction du retour élastique. L'étude des trajets de déformation dans le procédé montre que les sollicitations observées sont du cisaillement et de l'expansion. La caractérisation du matériau doit donc être réalisée à partir d'essais présentant ce type de sollicitations. Enfin, la campagne d'essais ne s'est intéressée qu'à une partie seulement de la plage de vitesses de déformation lors du procédé. En effet, les essais ont été réalisés pour une plage entre  $1 \times 10^{-3} \text{ s}^{-1} \leq \dot{\epsilon} \leq 1 \times 10^{-1} \text{ s}^{-1}$ . Toutefois, ces vitesses, notamment sous le galet, peuvent atteindre  $1 \times 10^2 \text{ s}^{-1}$ , c'est-à-dire 100 fois supérieures. La prise en compte de cette sensibilité est importante dans le cas où le modèle doit être prédictif sur les efforts s'exerçant sur l'outillage ou sur les contraintes résiduelles présentes dans la pièce après déformation.

Les résultats sur les différentes modélisations du procédé ont aussi montré que les conditions aux limites et cinématiques entre le modèle et le procédé doivent être les plus proches possibles. En effet, une variation, même minime, de la distance du galet par rapport à la matrice engendre des différences importantes en ce qui concerne les efforts sur l'outillage et sur la déformée de la pièce. De même, une variation de la géométrie de l'outil (angle, rayon de courbure, *etc.*) se répercute sur les données expérimentales. De ce fait, le modèle s'éloigne de la représentation du procédé et provoque une différence entre leurs résultats. La modélisation doit donc décrire la géométrie réelle des outillages et non celle issue des plans industriels. Elle doit aussi rendre compte de la cinématique réelle de l'outil et non celle entrée en commande. La méthode de modélisation présentée constitue un outil efficace afin de tester différentes configurations et ainsi observer des tendances. Un modèle éléments finis paramétrique a été construit. Il permet de faire varier les paramètres du procédé tels que : la distance entre le galet et la matrice, le rayon du galet, son inclinaison, la vitesse de rotation de la matrice ou d'avance du galet, *etc.* De ce fait, il serait intéressant de constituer une base de résultats permettant de tirer des règles « métier ». Des abaques pourraient alors être constitués et contribueraient à rationaliser le recours à ce procédé.

# Annexe A

## Description de l'essai de traction uniaxiale

Le principe de l'essai de traction uniaxiale est de déformer une éprouvette dont la zone utile est généralement cylindrique ou parallélépipédique en imposant une sollicitation unidirectionnelle. Pour une sollicitation selon la direction  $x$  étant supposée confondue avec la première direction principale et sous les hypothèses d'isotropie et d'homogénéité des champs de contrainte et de déformation, les tenseurs de contrainte et de déformation s'écrivent respectivement :

$$\underline{\underline{\sigma}} = \begin{bmatrix} \sigma_I & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (\text{A.1})$$

$$\underline{\underline{\epsilon}} = \begin{bmatrix} \epsilon_I & 0 & 0 \\ 0 & \epsilon_{II} & 0 \\ 0 & 0 & \epsilon_{III} = \epsilon_{II} \end{bmatrix} \quad (\text{A.2})$$

Une mesure de la contrainte est estimée à partir de l'effort appliqué  $\sigma_I = F/S_0$  avec  $\sigma_I$  la contrainte principale suivant la direction de sollicitation,  $F$  l'effort relevé par la cellule de charge et  $S_0$  la section initiale de l'éprouvette. Cette contrainte se nomme contrainte nominale. Les déformations sont évaluées à partir des déplacements par la relation  $\underline{\underline{\epsilon}} = \frac{1}{2}[\text{grad } \vec{u} + (\text{grad } \vec{u})^T]$ . Dans la pratique, une déformation selon la direction de traction  $\epsilon_I = \Delta L/L_0$  est mesurée et se nomme déformation nominale, avec  $\epsilon_I$  la déformation suivant la direction de sollicitation,  $\Delta L$  la différence entre la longueur courante  $L$  et la longueur initiale  $L_0$ .



Les mesures de la déformation nominale et de la contrainte nominale sont définies sur les dimensions initiales de l'éprouvette. Cependant, au cours de l'essai, ses dimensions évoluent, il faut donc utiliser la déformation vraie, aussi appelée déformation de Hencky :

$$\epsilon_I^v = \int_{L_0}^L \frac{dL}{L} = \ln\left(\frac{L}{L_0}\right) = \ln(1 + \epsilon_I) \quad (\text{A.3})$$

Il est aussi nécessaire d'utiliser la contrainte vraie, aussi appelé contrainte de Cauchy qui rapporte l'effort  $F$  à la section courante  $S$ . Ainsi, pour les matériaux métalliques qui respectent l'hypothèse d'incompressibilité, la section courante s'exprime par la formule  $S = \frac{L_0}{L} S_0$ . La contrainte vraie s'écrit alors :

$$\sigma_I^v = \frac{F}{S} = \frac{F}{S_0} e^{\epsilon^v} = \frac{F}{S_0} (1 + \epsilon_I) = \sigma_I (1 + \epsilon_I) \quad (\text{A.4})$$

Pour définir le comportement du matériau par un essai de traction, il faut donc définir la fonction  $f$  telle que  $\sigma_{eq}^v = f(\epsilon_{eq}^v)$  qui donne la courbe vraie (ou rationnelle) de traction monotone.

# Annexe B

## Étude de sensibilité du modèle éléments finis du procédé de formage incrémental

Afin d'étudier l'influence de différents paramètres intrinsèques à la modélisation éléments finis, plusieurs modèles ont été élaborés. Les différentes études menées ont permis de tester l'influence :

- du coefficient de frottement  $f$ , variant de 0 à 0,8,
- du type d'élément (C3D4<sup>1</sup>, C3D8<sup>2</sup> et C3D20<sup>3</sup>)
- du nombre d'éléments dans l'épaisseur, la largeur et la circonférence de la virole, ou variant de 23292 à 113250 éléments de type C3D4,
- du maillage afin de gagner en temps de calculs.

Les modèles éléments finis sont comparés entre eux afin de mettre en évidence les paramètres influents des simulations numériques. Cette comparaison permet aussi de choisir le modèle éléments finis le plus performant afin de le comparer aux résultats expérimentaux préliminaires réalisés sur le C10.

La déformation du procédé est contrôlée par le déplacement du galet. La sensibilité due aux variations du modèle de comportement ou du changement des paramètres intrinsèques au modèle éléments finis est donc plus importante sur les contraintes ou sur les efforts s'exerçant sur le galet. De plus, seuls le profil de la pièce déformée et les efforts s'exerçant sur le galet peuvent être comparés avec les essais expérimentaux. C'est pourquoi la comparaison des différents modèles éléments finis de l'étude de sensibilité est uniquement faite sur les

---

1. Élément tétraédrique à interpolation linéaire.
2. Élément hexaédrique à interpolation linéaire.
3. Élément hexaédrique à interpolation quadratique.

## B. ÉTUDE DE SENSIBILITÉ DU MODÈLE ÉLÉMENTS FINIS DU PROCÉDÉ

efforts s'exerçant sur la galet. La figure B.1 (a) représente la direction des différentes forces résultantes sur le galet. Par la suite, seule la résultante  $R = \sqrt{F_x^2 + F_y^2 + F_z^2}$  des efforts sur le galet est comparée.

Des essais expérimentaux sur le procédé étudié ont été effectués par le partenaire industriel. Le matériau utilisé pour réaliser ces essais est un acier faiblement allié, désigné C10. Pour commencer à fixer et valider certains paramètres intrinsèques au modèle éléments finis, ces essais vont donc être utilisés. Toutes les études réalisées dans cette annexe sont donc réalisées sur le C10.

Le comportement mécanique du matériau a été étudié à température ambiante et à faible vitesse de déformation par le partenaire industriel. Les caractéristiques élastiques du matériau ainsi que sa masse volumique sont rassemblées dans le tableau B.1.

Désignation	Masse volumique ( $kg.m^{-3}$ )	Module d'Young $E$ ( $GPa$ )	Coefficient de Poisson $\nu$
C10	7800	200	0,3

Tab. B.1: Caractéristiques élastiques et masse volumique du C10 étudié.

La figure B.1 (b) présente la courbe contrainte vraie en fonction de la déformation vraie plastique du matériau issue de l'ajustement d'une loi de Ludwick à partir d'un essai de traction réalisé par le partenaire industriel. Cette courbe de référence et les données du tableau B.1 sont introduites dans le code de calculs par éléments finis ABAQUS/STANDARD. Le modèle considéré a été construit en intégrant un comportement élasto-plastique isotrope, un critère de plasticité isotrope de von Mises et une loi d'écrouissage isotrope. La loi d'écrouissage isotrope est décrite sous forme tabulée.

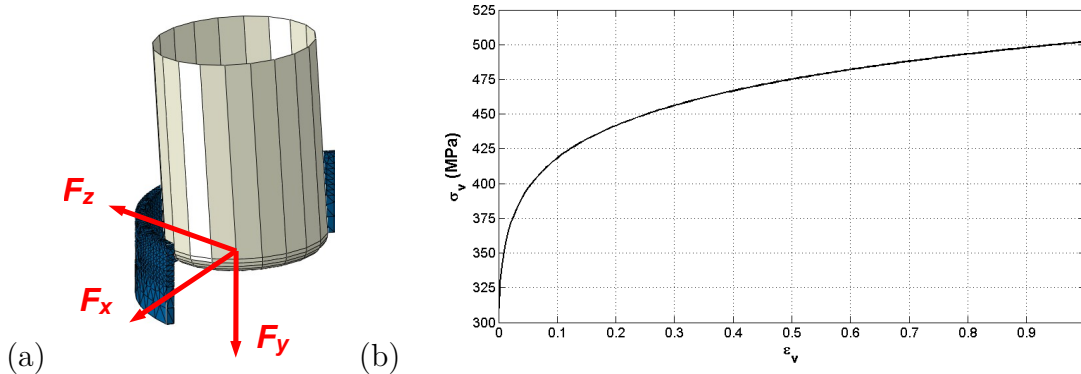


Fig. B.1: Courbe de référence contrainte vraie en fonction de la déformation plastique du C10.

---

# Étude de sensibilité du modèle

## Sensibilité au coefficient de frottement

Dans le cas de la simulation de l'emboutissage, le coefficient de frottement affecte principalement les efforts mis en jeu sur l'outillage [Le Port 09]. Une étude a donc été menée afin d'étudier la sensibilité du modèle vis à vis de ce paramètre. Bien que tous les coefficients de frottement représentés sur la figure B.2 ne soient pas représentatifs d'un point de vue expérimental, l'étude porte exclusivement à démontrer l'importance du coefficient de frottement du procédé étudié. La figure B.2 montre les résultats obtenus pour un coefficient de frottement  $f$  variant de 0 à 0,8. Lorsque  $f$  diminue, la résultante  $R$  des forces s'exerçant sur le galet diminue. Cependant, la variation de  $f$  n'est pas prépondérante sur la résultante.

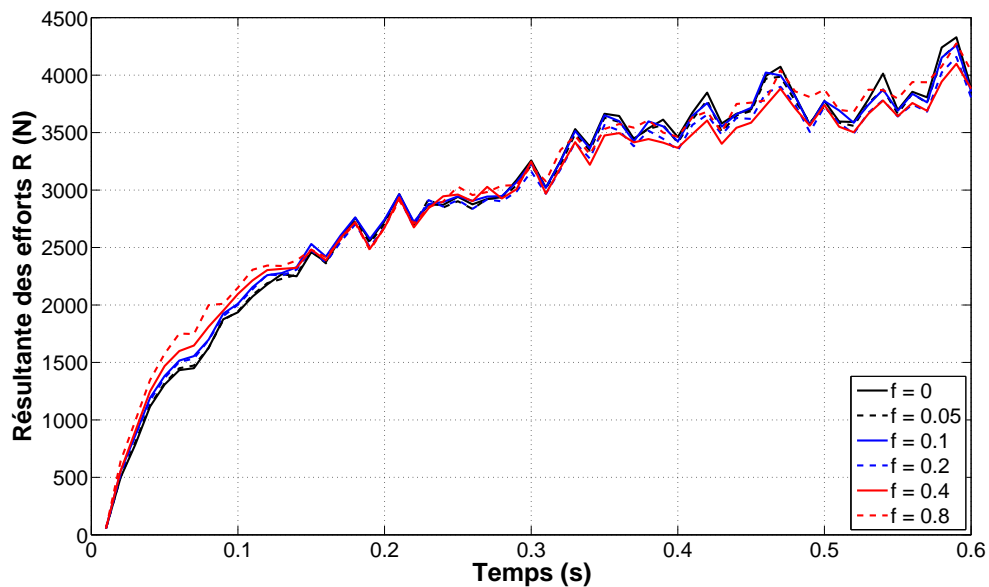


Fig. B.2: Évolution de la résultante  $R$  des efforts en fonction du temps pour différents coefficients de frottement  $f$ .

La faible influence du coefficient de frottement sur l'effort résultant résulte de la libre rotation du galet sur son axe de révolution et par la faible surface de contact du galet sur la virole, seulement quelques éléments.

## Stabilité du modèle vis à vis du nombre et du type d'éléments

Le maillage est, de par sa forme et sa répartition, un élément fondamental dont dépend la qualité des résultats numériques obtenus. Le type et le nombre d'éléments constituant le maillage doivent donc être déterminés. Le maillage est convergent et optimal si le type

et le nombre d'éléments conduisent à un changement négligeable dans les résultats de la simulation [Ma 08]. Une étude a donc été menée afin de déterminer ce maillage.

La figure B.3 montre l'évolution de la résultante  $R$  des efforts pour un nombre croissant d'éléments tétraédriques à interpolation linéaire (C3D4) variant entre 23292 éléments et 113250 éléments. On constate que lorsque le nombre d'éléments augmente, la résultante  $R$  des efforts diminue. Cette diminution s'explique par le nombre de degrés de liberté dans la virole qui augmente quand le nombre d'éléments augmente. Le degré de liberté augmentant, la rigidité de la virole diminue en conséquence. Le modèle n'est plus sensible à partir du seuil de 70000 éléments C3D4.

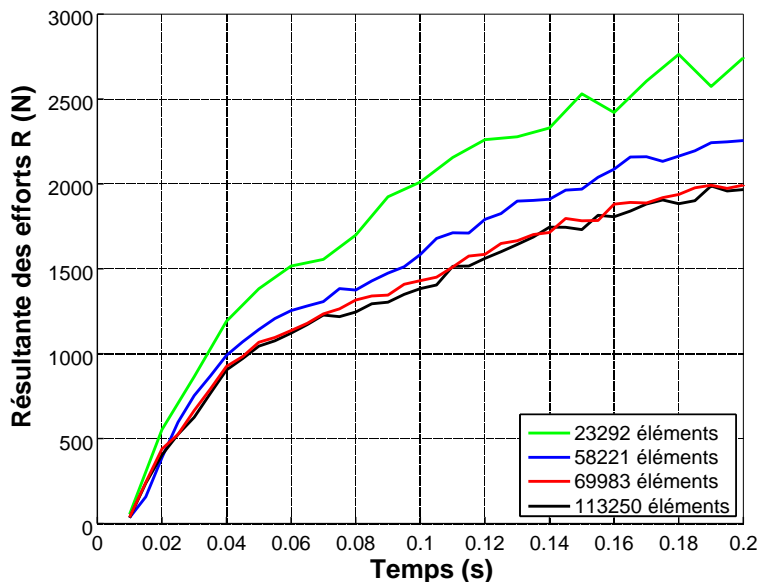


Fig. B.3: Évolution de la résultante  $R$  des efforts sur le galet en fonction du temps pour un nombre d'éléments croissants.

La même étude a été réalisée avec les éléments C3D20 et C3D8, c'est-à-dire en augmentant le nombre d'éléments afin d'obtenir une réponse stabilisée sur l'effort résultant. La figure B.4 présente la sensibilité de la résultante  $R$  aux types d'éléments en comparant les éléments C3D4 aux éléments C3D8 et C3D20. Le choix du type d'éléments a une influence prépondérante sur  $R$ . Les éléments C3D4 sont des éléments tétraédriques à fonction de forme linéaire. Ces éléments ne représentent pas correctement l'effort très localisé sous le contact (sur 3 ou 4 nœuds) et de ce fait rigidifient davantage la virole. Les éléments C3D20 qui sont des éléments à fonction de forme quadratique représentent mieux les efforts sous le contact en introduisant davantage de degrés de liberté sur un nombre de nœuds limité. Les degrés de liberté augmentant, la rigidité de la virole diminue en conséquence ce qui explique la diminution de  $R$ . L'utilisation des éléments à fonction de forme quadratique est donc plus représentative lors de chargement très localisé. Cependant ces éléments sont gourmands en temps de calculs. En effet, malgré l'utilisation de 4 fois plus d'éléments C3D8 pour une réponse quasi

équivalente, le temps de calcul est divisé par 2. L'utilisation des éléments C3D8 est donc à privilégier. L'étude du nombre optimal d'éléments avec les éléments C3D8 est explicitée dans le paragraphe suivant.

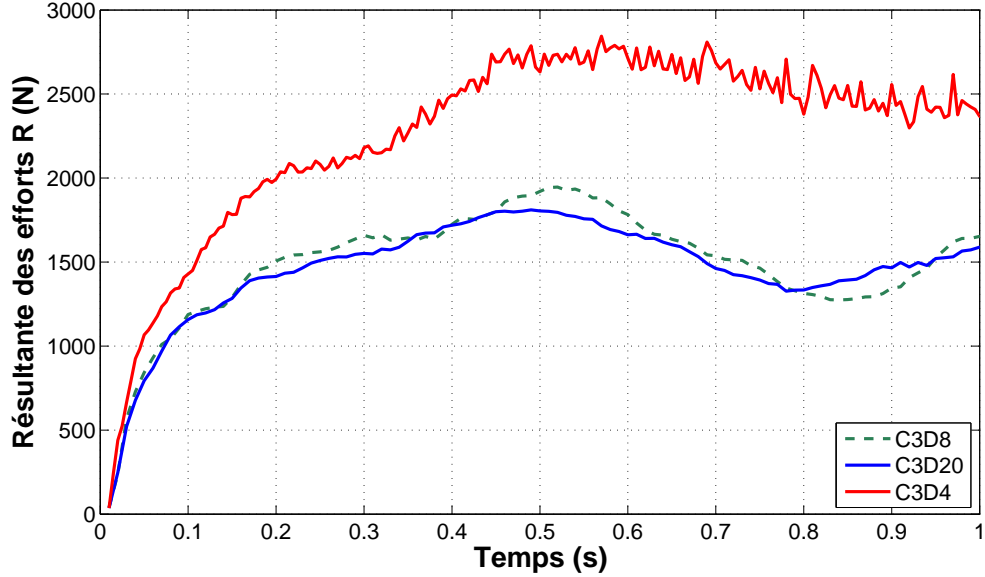


Fig. B.4: Évolution de la résultante  $R$  des efforts sur le galet en fonction du temps pour différents types d'éléments.

Le nombre optimal d'éléments afin de mailler la virole est défini par trois nombres : le nombre d'éléments dans l'épaisseur de la virole  $N_{ep}$ , le nombre d'éléments sur la hauteur de la virole  $N_{eh}$  et le nombre d'éléments sur la circonférence de la virole  $N_{ec}$ . Le tableau B.2 présente les valeurs minimales et maximales des différents nombres d'éléments étudiés.

Paramètre	Minimum	Maximum
$N_{ep}$	2	8
$N_{eh}$	15	60
$N_{ec}$	100	800

Tab. B.2: Valeurs minimales et maximales des différents paramètres  $N_{ep}$ ,  $N_{eh}$  et  $N_{ec}$  de l'étude de sensibilité du maillage.

La figure B.5 montre l'évolution de  $R$  en fonction du temps pour différents nombres d'éléments dans l'épaisseur de la virole  $N_{ep}$  variant de 2 à 8. Pour  $N_{ep} \geq 4$ , la résultante des efforts  $R$  s'exerçant sur le galet ne varie plus, le nombre optimal d'éléments dans l'épaisseur est donc  $N_{ep} = 4$ .

La figure B.6 présente l'évolution de  $R$  en fonction du temps pour différents nombres d'éléments sur la hauteur de la virole  $N_{eh}$  variant de 15 à 60. Pour  $N_{eh} \geq 30$ , la résultante des

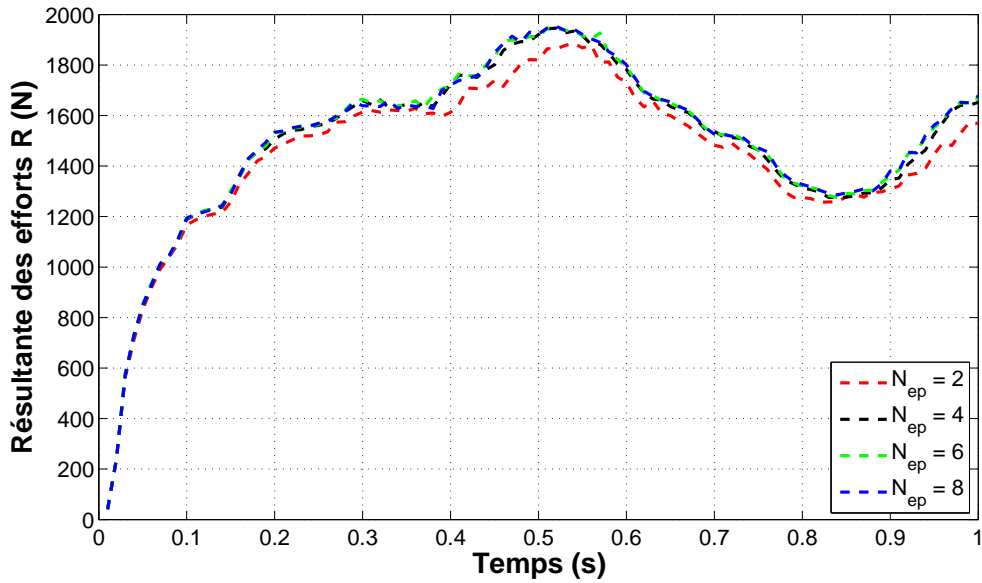


Fig. B.5: Évolution de la résultante  $R$  des efforts sur le galet en fonction du temps pour différents nombres d'éléments dans l'épaisseur de la virole  $N_{ep}$  variant de 2 à 8.

efforts  $R$  s'exerçant sur le galet ne varie plus, le nombre optimal d'éléments sur la hauteur de la virole est donc  $N_{eh} = 30$ .

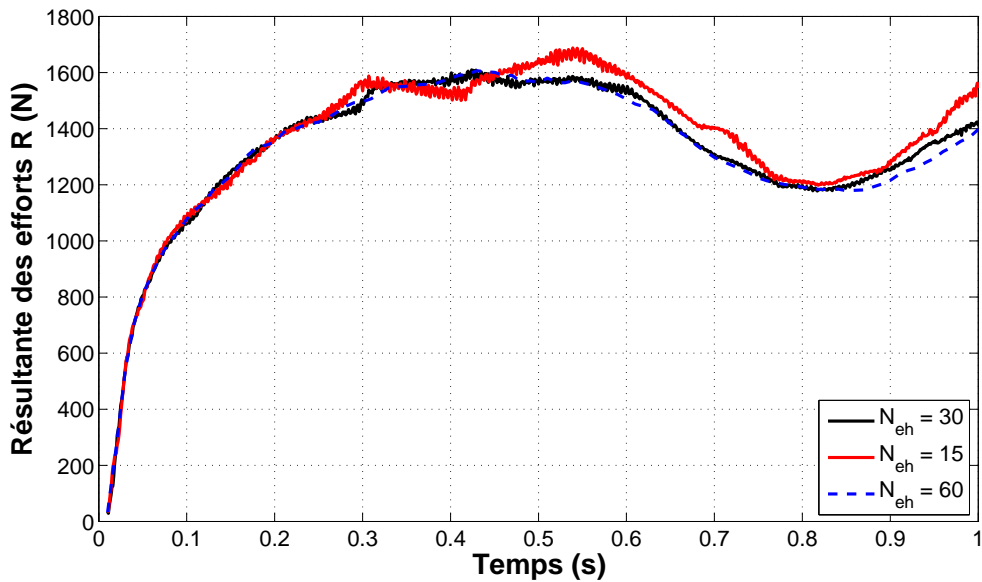


Fig. B.6: Évolution de la résultante  $R$  des efforts sur le galet en fonction du temps pour différents nombres d'éléments sur la hauteur de la virole  $N_{eh}$  variant de 15 à 60.

La figure B.7 montre l'évolution de  $R$  en fonction du temps pour différents nombres d'éléments sur la circonférence de la virole  $N_{ec}$  variant de 100 à 800. Pour  $N_{ec} \geq 400$ , la résultante des efforts  $R$  s'exerçant sur le galet ne varie plus, le nombre optimal d'éléments sur la cir-

conférence de la virole est donc  $N_{ec} = 400$ .

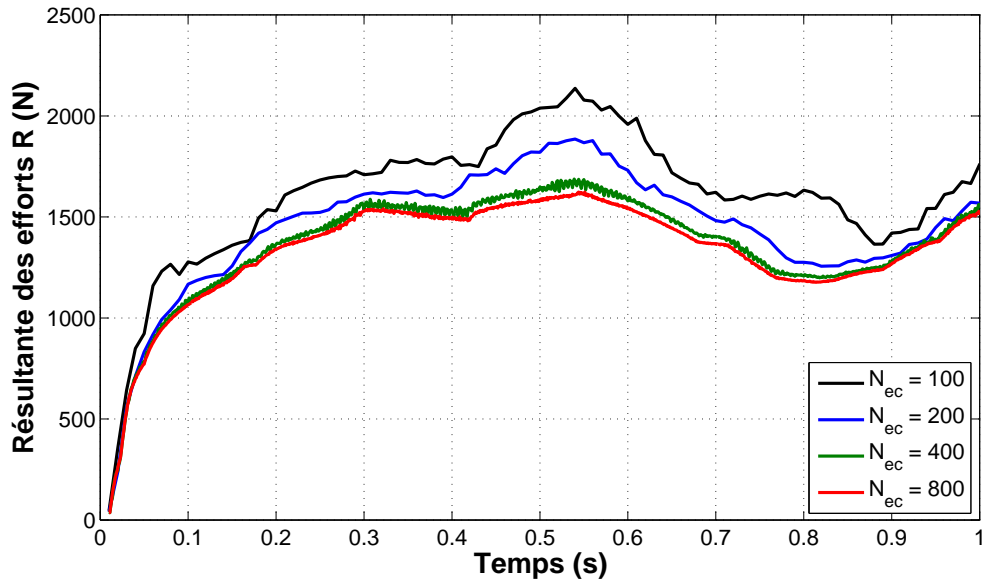


Fig. B.7: Évolution de la résultante  $R$  des efforts sur le galet en fonction du temps pour différents nombres d'éléments sur la circonférence de la virole  $N_{ec}$  variant de 100 à 800.

La figure B.8 présente l'évolution du temps CPU total pour simuler le procédé pour un nombre croissant de : (a)  $N_{ec}$ , (b)  $N_{eh}$  et (c)  $N_{ep}$ . Les calculs ont été réalisés sur 8 processeurs et une capacité totale de mémoire de 16 Go. Pour avoir le temps utilisateur, le temps CPU total doit être divisé par le nombre de processeurs utilisés. Plus le nombre de chacun des termes  $N_{ec}$ ,  $N_{eh}$  et  $N_{ep}$  augmente et plus le temps CPU totale augmente. L'évolution du temps CPU total en fonction du nombre d'éléments est relativement linéaire quel que soit le terme choisi. Les autres termes sur la figure B.8 (a) sont fixes et valent  $N_{eh} = 15$ ,  $N_{ep} = 2$ . Il en est de même pour la figure B.8 (b) où les autres termes sont fixes et valent  $N_{ec} = 400$ ,  $N_{ep} = 2$  et pour la figure B.8 (c)  $N_{ec} = 200$ ,  $N_{eh} = 15$ . De plus, d'autres modèles éléments finis ont été construits faisant évoluer en même temps les paramètres et le même nombre optimal d'élément a été trouvé.

## Choix du maillage

Afin d'économiser en temps de calcul, le modèle éléments finis maillé avec les paramètres  $N_{ep}$ ,  $N_{eh}$  et  $N_{ec}$  stabilisés (totalement raffiné) (MTR) a été comparé à un modèle éléments finis avec un maillage raffiné uniquement sur une portion de la pièce (MPR). La taille d'éléments dans la zone raffinée est identique au modèle totalement raffiné. Pour le modèle finement maillé sur  $\frac{1}{8}$ ème de portion de la pièce, la résultante  $R$  des efforts est uniquement considérée lorsque le galet est sur la zone finement maillée, soit un point par tour. La figure B.9 montre l'effort résultant  $R$  issu du modèle éléments finis MTR et issu du modèle éléments finis MPR.



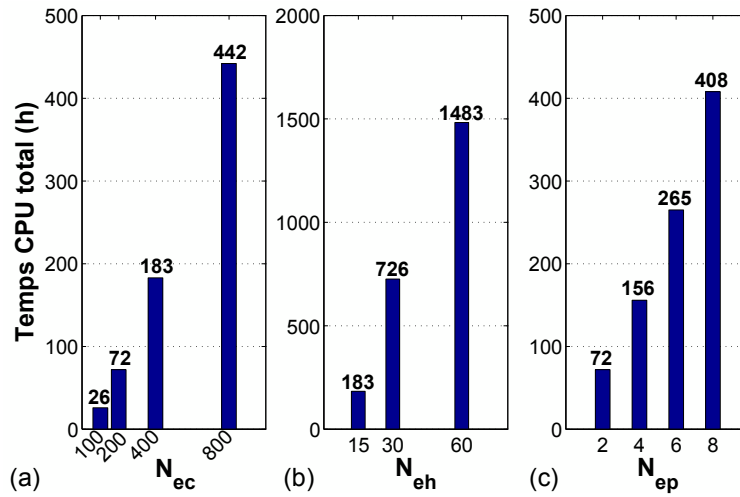


Fig. B.8: Évolution du temps CPU total pour un nombre croissant de : (a)  $N_{ec}$ , (b)  $N_{eh}$  et (c)  $N_{ep}$ .

La corrélation des deux modèles est identique. Le modèle peut donc être maillé finement uniquement sur une partie de la pièce.

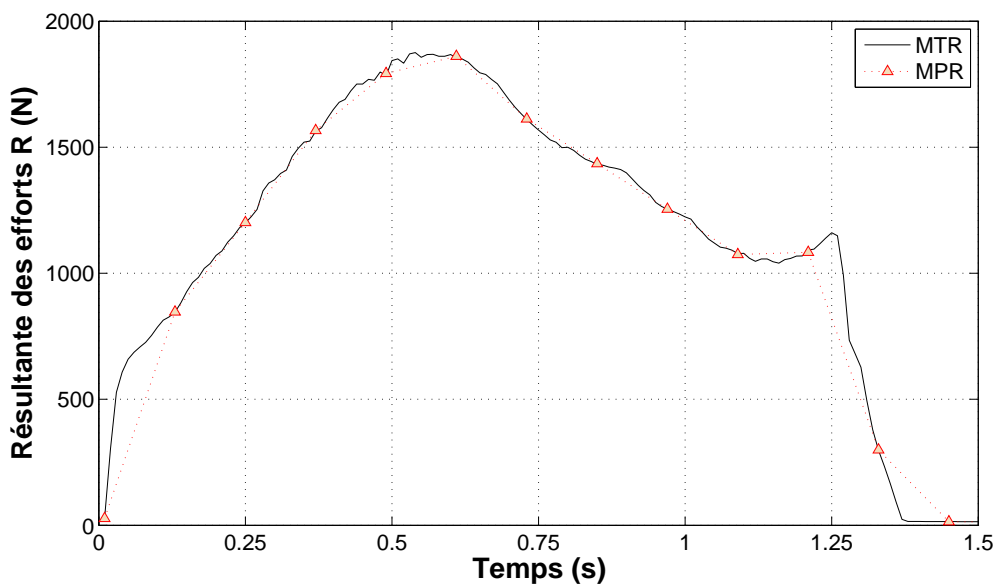


Fig. B.9: Comparaison de l'effort résultant  $R$  d'un modèle éléments finis totalement raffiné (MTR) à un modèle raffiné sur  $\frac{1}{8}$ ème de portion de la pièce (MPR).

La figure B.10 présente la comparaison du temps CPU total pour le modèle éléments finis MTR et le modèle éléments finis MPR. L'utilisation de ce maillage permet de diminuer de plus de quatre fois le temps CPU total.

La virole est donc maillée avec des éléments C3D8, éléments hexaédriques à interpolation linéaire et possède un maillage raffiné sur  $\frac{1}{8}$ ème de la circonférence.

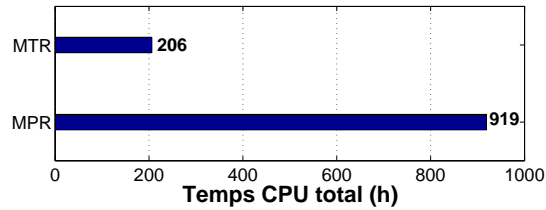


Fig. B.10: Comparaison du temps CPU total pour le modèle totalement raffiné (MTR) et raffiné sur  $\frac{1}{8}$ <sup>ème</sup> de portion de la pièce (MPR).

## Comparaison du modèle éléments finis avec les résultats expérimentaux

Afin de tester la qualité de la modélisation, le profil expérimental d'une pièce déformée et la résultante  $R$  des efforts issue de mesures ont été comparés avec les résultats des calculs du modèle le plus performant.

Le profil a été mesuré au moyen d'une machine à mesurer tridimensionnelle (MMT). La précision des mesures est de l'ordre de  $5 \mu m$ . La figure B.11 (a) présente le montage de la pièce sur le banc de mesure. La pièce est fixée verticalement au moyen de mors. Ce montage permet d'acquérir en une même mesure les points du profil intérieur et extérieur s'affranchissant ainsi d'une erreur de repositionnement. Ce profil expérimental se base sur l'acquisition de 26 points répartis entre le profil extérieur et le profil intérieur au moyen d'un palpeur en croix. Le positionnement de l'origine du repère du profil se fait au moyen d'un plan et d'un axe. Le plan est construit à partir de plusieurs points palpés sur la surface 1. L'axe est construit à partir de plusieurs point palpés sur la surface 2 et est perpendiculaire au plan. L'origine du repère est l'intersection de l'axe avec le plan. Les mesures des efforts s'exerçant sur le galet sont obtenues grâce à la table Kistler.

La figure B.11 (b) présente les profils intérieur et extérieur issus des mesures avec les résultats de la simulation numérique du modèle le plus performant. L'origine des deux profils est confondu. Un décalage maximal d'environ  $170 \mu m$  au niveau du rayon de courbure entre les profils mesurés et ceux de la simulation numérique est observé sur cette figure. Ce décalage résulte d'une différence entre la cinématique du galet réelle et celui du modèle éléments finis. En effet, pendant les essais préliminaires, la cinématique du galet a été supposée équivalente à celle de la table du tour instrumenté. De ce fait, la chaîne cinématique reliant le galet à la table du tour instrumenté est considérée comme indéformable.

La figure B.12 montre l'évolution de l'effort résultant  $R$  sur le galet issue de la simulation numérique et des mesures expérimentales. On constate une bonne corrélation entre modèle et expérience puisque l'erreur commise sur l'effort maximum est de 6 % environ. Le décalage

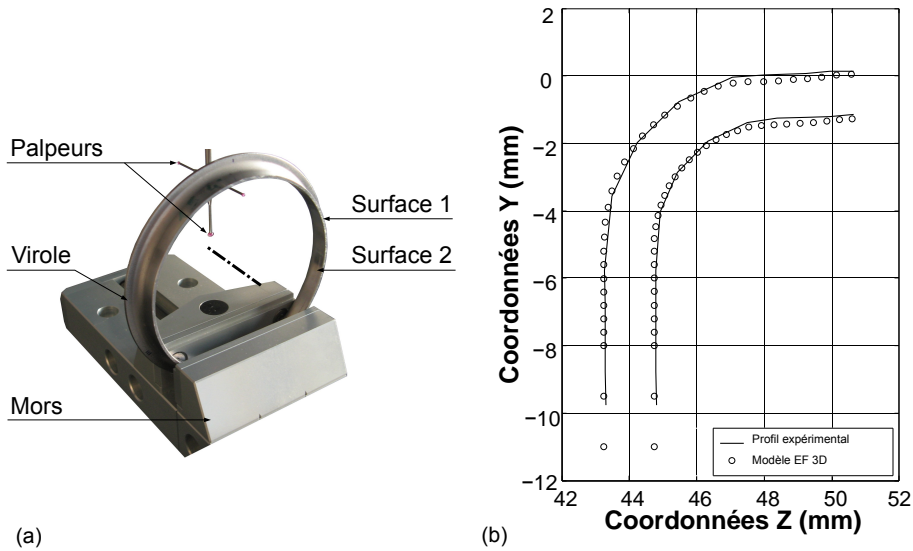


Fig. B.11: (a) Montage de la virole après déformation sur la MMT pour mesure de profils extérieur et intérieur, (b) comparaison des profils intérieur et extérieur mesurés avec ceux de la simulation numérique.

temporel qui apparaît sur cette figure (l'évolution de  $R$  est plus rapide que celle de la mesure) résulte d'une différence de cinématique du galet entre le modèle et l'expérience.

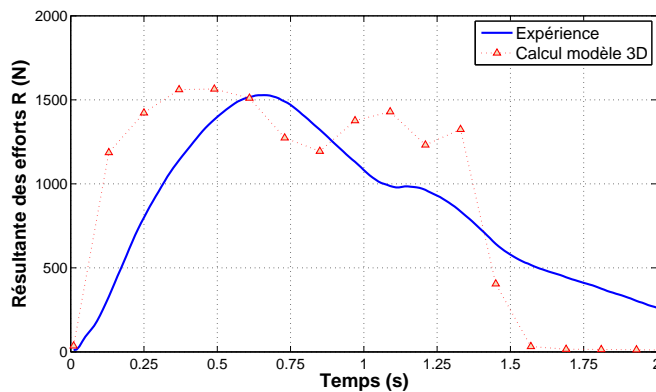


Fig. B.12: (a) Comparaison de l'effort  $R$  issu des calculs Éléments Finis avec les mesures.

## Conclusion de l'étude de sensibilité du modèle éléments finis

Plusieurs modèles éléments finis ont été construits afin d'étudier l'influence de différents paramètres propres aux calculs éléments finis (coefficient de frottement, nombre et type d'éléments). Les résultats de ces différentes études mettent en évidence que le coefficient de frottement n'est pas influent. L'étude montre aussi que le nombre et le type d'éléments choisis agissent directement sur la rigidité de la pièce. Il est nécessaire de mailler la virole

---

avec des éléments C3D8. Le modèle éléments finis maillé avec ces éléments présente une réponse stabilisée pour un temps de calcul plus faible comparé aux autres modèles éléments finis utilisant un autre type d'élément. Le nombre d'éléments est de 4 dans l'épaisseur, de 30 dans la largeur et de 200 sur la circonférence. Enfin, afin de réduire le temps de calcul, les résultats du modèle éléments finis avec ce maillage ont été comparés avec ceux d'un modèle éléments finis dont le maillage est uniquement raffiné sur  $\frac{1}{8}$ <sup>ème</sup> de la pièce. La réponse des deux modèles est identique.

Le modèle éléments finis est donc maillé avec des éléments hexaédriques à interpolation linéaire C3D8. Ce maillage est raffiné sur  $\frac{1}{8}$ <sup>ème</sup> de la pièce. Le coefficient de frottement n'ayant pas d'influence, il est considéré comme nul. De ce fait, la rotation du galet sur son axe de révolution est bloquée ce qui simplifie la cinématique et réduit le temps de calcul.

Des essais expérimentaux ont été réalisés sur le banc d'essais chez le partenaire industriel. La résultante  $R$  des efforts sur le galet et le profil de la virole après déformation ont été comparés avec les résultats expérimentaux. La simulation montre qu'il y a quantitativement une bonne corrélation. Cependant, un décalage temporel apparaît. Il résulte d'une différence de cinématique du galet entre le modèle et l'expérience. Les essais expérimentaux sont donc à réaliser sur une machine qui ne présente pas de jeux et dont la rigidité est importante.



# Annexe C

## Étude de sensibilité du modèle éléments finis de l'essai de traction

La simulation numérique d'un essai de traction dont la loi de comportement est phénoménologique et qui se fonde sur l'hypothèse que le matériau est homogène, peut se modéliser par un modèle éléments finis bidimensionnel à un seul élément. Cependant, la prise en compte des hétérogénéités du matériau introduit une loi de comportement différente sur chaque élément du maillage. Il est donc impossible de représenter correctement un essai de traction avec un seul élément comme avec les lois de comportement phénoménologiques. Chaque élément du maillage peut être vu comme un paramètre d'état. Si le comportement du matériau est représenté par une loi phénoménologique alors ce paramètre vaut 1, dans le cas de la distribution de lois de comportement, il reste indéterminé. Une étude a donc été menée afin de déterminer ce nombre. Le nombre de paramètres d'état est la multiplication du nombre d'éléments dans l'épaisseur, dans la longueur et dans la largeur de l'éprouvette. Chacun de ces paramètres a fait l'objet d'une étude.

La figure [B.1](#) montre l'évolution de la contrainte en fonction de la déformation  $\sigma(\epsilon)$  pour un nombre d'éléments croissant dans l'épaisseur de l'éprouvette. Lorsque le nombre d'éléments augmente, la contrainte augmente. Le modèle est très peu sensible à partir de 15 éléments dans l'épaisseur de l'éprouvette.

La figure [B.2](#) présente l'évolution de la contrainte en fonction de la déformation  $\sigma(\epsilon)$  pour un nombre d'éléments croissant dans la longueur de l'éprouvette. Lorsque le nombre d'éléments augmente, la contrainte diminue. Le modèle n'est plus sensible à partir du seuil de 40 éléments dans la longueur de l'éprouvette.

La figure [B.3](#) montre l'évolution de la contrainte en fonction de la déformation  $\sigma(\epsilon)$  pour un nombre d'éléments croissant dans la largeur de l'éprouvette. La contrainte reste quasiment

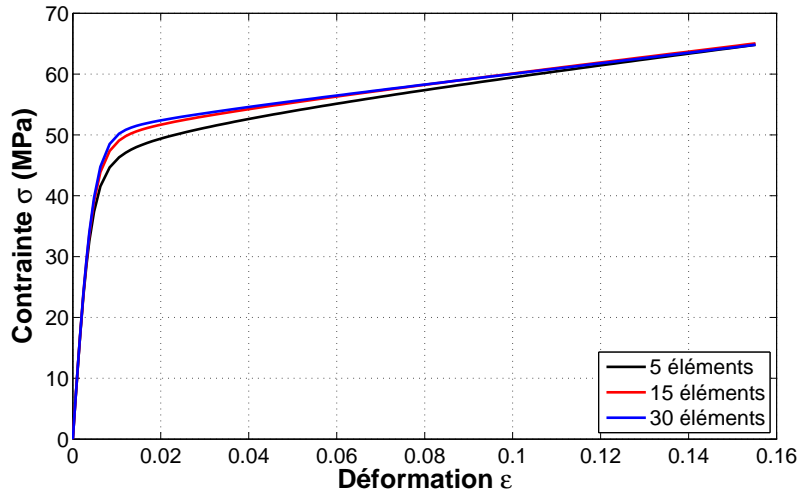


Fig. B.1: Évolution de la contrainte en fonction de la déformation  $\sigma(\epsilon)$  pour un nombre d'éléments croissant dans l'épaisseur de l'éprouvette.

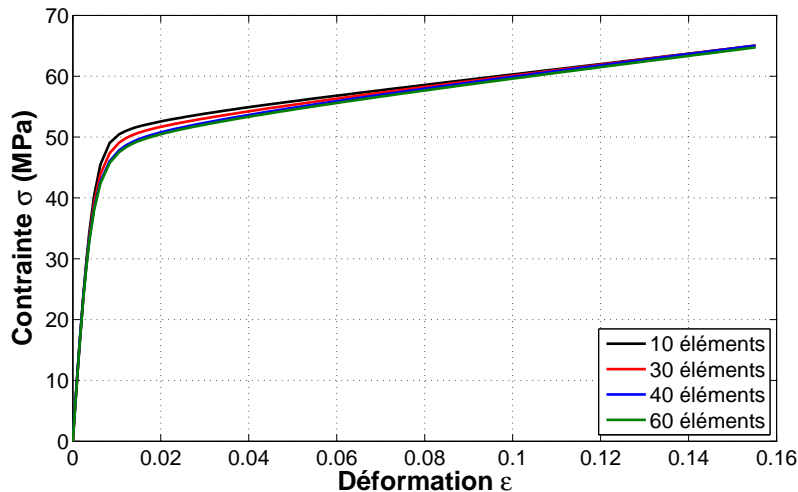


Fig. B.2: Évolution de la contrainte en fonction de la déformation  $\sigma(\epsilon)$  pour un nombre d'éléments croissant dans la longueur de l'éprouvette.

identique quel que soit le nombre d'éléments. Le modèle est très peu sensible au nombre d'éléments dans la largeur de l'éprouvette.

Quel que soit le nombre d'éléments dans la largeur,  $\sigma(\epsilon)$  est très proche. Cependant, la comparaison inter-modèles éléments finis est réalisée uniquement sur la contrainte en fonction de la déformation longitudinale. Si la comparaison est faite pour les déformations plastiques transverses en fonction des déformations plastiques dans l'épaisseur  $\epsilon_{II}^p(\epsilon_{III}^p)$ , une sensibilité du modèle apparaît. La figure B.4 présente  $\epsilon_{II}^p(\epsilon_{III}^p)$  pour un nombre d'éléments croissant dans la largeur de l'éprouvette. Le modèle n'est plus sensible à partir de 40 éléments dans la largeur de l'éprouvette.

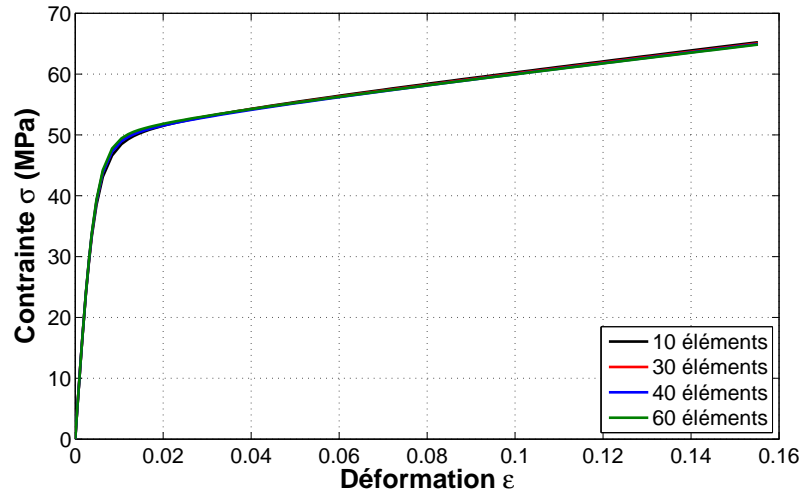


Fig. B.3: Évolution de la contrainte en fonction de la déformation  $\sigma(\epsilon)$  pour un nombre d'éléments croissant dans la largeur de l'éprouvette.

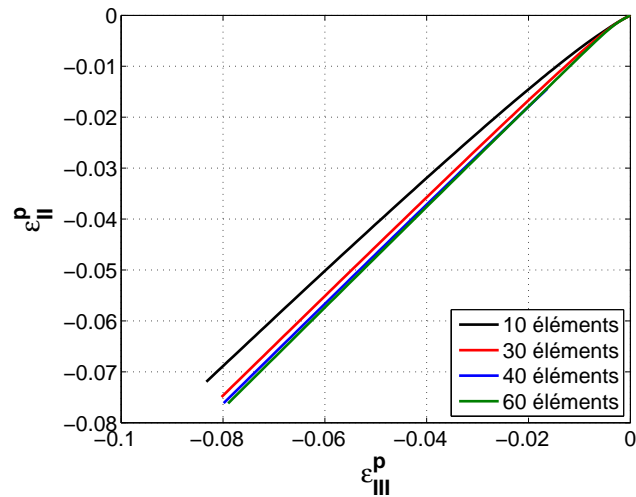


Fig. B.4: Évolution des déformations plastiques transverses en fonction des déformations plastiques dans l'épaisseur  $\epsilon_{III}^p$  ( $\epsilon_{III}^p$ ) pour un nombre d'éléments croissant dans la largeur de l'éprouvette.

Les valeurs du nombre d'éléments nécessaires pour représenter le VER sont donc, dans la longueur  $N_{eLong} = 40$ , la largeur  $N_{eLarg} = 40$  et l'épaisseur  $N_{ep} = 15$ .





# Liste des symboles

$\alpha$	Angle du galet par rapport à l'axe de la matrice ( $^{\circ}$ )
$\beta$	Angle d'inclinaison de la forme du mandrin par rapport à l'axe de rotation en fluo-tournage conique
$\Delta L$	Différence entre la longueur courante $L$ et la longueur initiale $L_0$
$\dot{\lambda}$	Multiplicateur plastique
$\dot{p}$	Vitesse de déformation associée à la déformation plastique cumulée
$\epsilon^v$	Déformation vraie (ou de Henky)
$\epsilon_I$	Déformation dans la direction principale I
$\epsilon_1$	Paramètre de recalage de la loi d'érouissage
$\epsilon_{eq}^p$	Déformation plastique équivalente
$\epsilon_{eq}^p$	Déformation plastique équivalente
$\epsilon_{I \text{ striction}}$	Déformation dans la zone de striction dans la direction de sollicitation
$\epsilon_{max}^p$	Déformation plastique maximale atteinte avant le début de la striction
$\gamma$	Déviation angulaire
$\gamma_0$	Terme de rappel de la loi de Ziegler
$\kappa$	Paramètre de la distribution de Rayleigh
$\lambda$	Premier coefficient de Lamé
$\lambda_i$	Elongation dans la direction principale $i$
$\mu$	Second coefficient de Lamé
$\nu$	Coefficient de Poisson
$\omega$	Vitesse angulaire de la matrice ( $rad/s$ )
$\phi$	Angle en degré entre la direction de la sollicitation et la direction du laminage

$\sigma^v$	Contrainte vraie (ou de Cauchy)
$\sigma_0$	Limite d'élasticité
$\sigma_{eq}^{Hill}$	Contrainte équivalente au sens de Hill
$\sigma_{eq}^{vM}$	Contrainte équivalente au sens de von Mises
$\sigma_{eq}^{vM}$	Contrainte équivalente au sens de von Mises
$\sigma_{IN}$	Contrainte nominale dans la direction de sollicitation
$\sigma_I$	Contrainte dans la direction principale I
$\sigma_I^{cor}$	Contrainte corrigée
$\sigma_{sat}$	Contrainte seuil
$\tau$	Contrainte de cisaillement
$\theta$	Orientation des grains par rapport au sens du laminage
$\Delta t$	Incrément de temps
$\underline{\underline{\dot{\epsilon}^e}}$	Tenseur taux de déformation élastique
$\underline{\underline{\dot{\epsilon}^p}}$	Tenseur taux de déformation plastique
$\underline{\underline{\epsilon^e}}$	Tenseur de déformation élastique
$\underline{\underline{\epsilon^p}}$	Tenseur de déformation plastique
$\underline{\underline{\epsilon}}$	Tenseur des déformations
$\underline{\underline{C}}$	Tenseur de raideur
$\underline{\underline{I}}$	Matrice identité
$\underline{\underline{X}}$	Variable d'écroissage cinématique
$\underline{x}$	Vecteur de paramètres à optimiser
$\varphi$	Expression empirique de Leroy
$C$	Domaine d'élasticité
$C_0$	Paramètre de la loi de Prager
$D$	Diamètre de la virole
$E$	Module d'Young
$E$	Module d'élasticité
$e$	Epaisseur de la virole

---

$F$	Effort relevé par la cellule de charge
$f$	Coefficient de frottement
$f$	Densité de probabilité
$I_1$	Premier invariant du tenseur de dilatation
$I_2$	Second invariant du tenseur de dilatation
$K$ et $n$	Paramètres du modèle de Ludwick
$L$	Longueur courante de l'éprouvette
$l$	Largeur de la virole
$L_0$	Longueur initiale de l'éprouvette
$L_\theta$	Longueur en contact entre le galet et la pièce
$L_{DIC}$	Longueur de la zone analysée par analyse d'images
$l_{DIC}$	Largeur analysée par corrélation d'images
$L_e$	Longueur la plus petite d'un élément du maillage
$lu$	Largeur utile de l'éprouvette
$m$	variable définissant la probabilité d'avoir une direction plutôt que l'autre dans la distribution de densité d'orientation du VER
$N$	Vitesse de rotation du mandrin ( <i>tour/min</i> )
$N_e$	Nombre d'essais considérés
$n_e$	Module d'écrouissage
$n_r$	Nombre total de réponses matérielles
$N_t$	Nombre de pas de temps
$N_{ec}$	Nombre d'éléments sur la circonférence de la virole
$N_{eh}$	Nombre d'éléments sur la hauteur de la virole
$N_{eLarg}$	Nombre d'éléments dans la largeur de l'éprouvette
$N_{eLong}$	Nombre d'éléments dans la longueur de l'éprouvette
$N_{ep}$	Nombre d'éléments dans l'épaisseur de la virole
$p$	Déformation plastique cumulée
$q$	Nombre de paramètres à optimiser

$Q_\infty$ et $b_0$	Paramètres du modèle de Voce
$R$	Résultante des efforts s'exerçant sur le galet
$r(\underline{x})$	Résidu ou fonction objectif
$r_\phi$	Coefficient d'anisotropie suivant la direction $\phi$
$R_{ecr}$	Variable d'écroissage isotrope
$R_{ext}$	Rayon du cercle parfait issu d'une regression linéaire sur le rayon de courbure extérieur du profil
$R_{ij}$	Coefficients d'anisotropie sous Abaqus
$R_{int}$	Rayon du cercle parfait issu d'une regression linéaire sur le rayon de courbure intérieur du profil
$S$	Section courante
$S_0$	Section initiale de l'éprouvette
$S_c$	Surface de charge
$S_f$	Epaisseur finale d'une pièce issue du fluotournage conique
$S_i$	Epaisseur initiale d'une pièce issue du fluotournage conique
$v$	Vitesse du galet ( $mm/s$ )
$v_r$	Vitesse radiale
$v_z$	Vitesse axiale
$Y_{ext}$ et $Z_{ext}$	Position sur Y et sur Z du cercle parfait issu d'une regression linéaire sur le rayon de courbure extérieur du profil
$Y_{int}$ et $Z_{int}$	Position sur Y et sur Z du cercle parfait issu d'une regression linéaire sur le rayon de courbure intérieur du profil

# Liste des figures

1.1.1	Organigramme montrant le rôle de chacun des partenaires du projet. L'astérisque précise la contribution apportée par le présent travail de thèse. . . . .	6
1.1.2	Secteurs d'activités visés par le projet. . . . .	7
1.1.3	Comparatif de l'usinage, de l'emboutissage et des procédés de formage incrémental. . . . .	7
1.1.4	Illustration des différentes étapes mises en œuvre au cours du procédé jusqu'à la mise en forme de la virole acier au moyen d'une matrice de forme et d'un galet cylindrique. . . . .	8
1.1.5	Virole avant et après déformation. . . . .	9
1.2.1	Repoussage, fluotournage conique et cylindrique d'après [Runge 94]. . . . .	10
1.2.2	Contraintes radiales de tension et tangentielles de compression générées lors de la mise en forme par repoussage d'après [Runge 94]. . . . .	11
1.2.3	Schéma du fluotournage conique montrant : (a) les outillages et l'épaisseur initiale et finale et (b) comment se déforme le flan d'après [Runge 97]. . . . .	12
1.2.4	Fluotournage cylindrique direct et indirect. . . . .	13
1.3.1	(a) Représentation tridimensionnelle du modèle bidimensionnel axisymétrique du fluotournage conique où le galet est modélisé comme un anneau au diamètre grossissant. (b) Mise en évidence des différents paramètres nécessaires à la prise en compte du cisaillement selon la direction circonférentielle introduite dans le modèle bidimensionnel. . . . .	14
1.3.2	Modélisation par éléments finis d'une poutre en flexion : (a) sans mass scaling et (b) avec un mass scaling de 100. . . . .	16
1.4.1	Comparatif du repoussage, du fluotournage et du procédé étudié. . . . .	18
1.5.1	Comparaison d'un maillage : (a) sans ALE et (b) avec ALE d'après [Hibbit 04].	21
1.5.2	Configuration : (a) pièce tournante d'après [Moria 05] et (b) outil tournant.	23
2.2.1	Éprouvette de type cylindrique faisant apparaître deux types de striction : la striction diffuse et la striction localisée ainsi que le rayon de courbure $R$ utilisé par la méthode de Bridgman. . . . .	32
2.2.2	Dispositif expérimental de l'essai de traction uniaxiale. . . . .	34

2.2.3	Géométrie et dimensions de l'éprouvette de traction uniaxiale (cotes en <i>mm</i> ). . . . .	35
2.2.4	Histogramme de la répartition des niveaux de gris entre deux mouchetis en blanc et : noir (a) et en couleur (b). . . . .	35
2.2.5	Courbes expérimentales de traction $\sigma(\epsilon)$ . . . . .	36
2.2.6	Mise en évidence des trois parties de la courbe expérimentale de traction $\sigma(\epsilon)$ . . . . .	37
2.2.7	Cartographie des déformations lors du passage d'une bande de Piobert-Lüders issue du post-traitement d'un essai de traction. . . . .	38
2.2.8	Courbes expérimentales de traction $\sigma(\epsilon)$ à différentes vitesses de déformation. . . . .	38
2.2.9	Courbes expérimentales de traction $\sigma(\epsilon)$ à $0^\circ$ , $45^\circ$ et $90^\circ$ par rapport à la direction du laminage. . . . .	39
2.2.10	Courbes expérimentales $\epsilon_{III}^p$ en fonction de $\epsilon_{II}^p$ issues des essais de traction à $0^\circ$ (en bleu), $45^\circ$ (en vert) et $90^\circ$ (en rouge) par rapport au sens du laminage. Les droites représentent les droites de régressions linéaires pour l'identification des coefficients de Lankford. . . . .	40
2.3.1	Schéma de la géométrie de l'éprouvette de cisaillement avant et après déformation. . . . .	42
2.3.2	Dispositif expérimental de l'essai de cisaillement. . . . .	42
2.3.3	Essais expérimentaux de cisaillement monotone et cycliques pour différentes déviations angulaires $\gamma$ . . . . .	43
2.6.1	(a) Profil de chargement de l'essai cyclique pour la détermination du module d'Young du DC03 et (b) réponse $\sigma(\epsilon)$ correspondant. . . . .	51
2.6.2	Courbes expérimentales de traction $\sigma(\epsilon)$ et représentation par différentes fonctions. . . . .	52
2.6.3	Schéma de principe de l'identification paramétrique sans mesure de champs. . . . .	54
2.6.4	Géométrie de l'éprouvette de cisaillement : géométrie réelle de l'éprouvette (blanc+gris), zone analysée par le logiciel d'analyse d'images (orange) et zone modélisé sous ABAQUS (orange + bleu). . . . .	56
2.6.5	Essais numériques et expérimentaux des essais de cisaillement pour différents $\gamma$ après identification inverse des paramètres d'écrouissage isotrope et cinématique. . . . .	57
3.1.1	(a) Représentation de la cinématique et (b) modèle éléments finis tridimensionnel avec matérialisation de l'encastrement de la virole sur la matrice. . . . .	60
3.1.2	Représentation schématique des connecteurs utilisés pour imposer les conditions cinématiques au galet. . . . .	61
3.1.3	Maillage de la virole du modèle éléments finis du procédé de formage incrémental étudié. . . . .	62
3.1.4	Accélération angulaire du galet lors du procédé. . . . .	62

3.2.1	Banc d'essais expérimental instrumenté. . . . .	63
3.2.2	Forces expérimentales $F_x$ , $F_y$ , $F_z$ et l'effort résultant $R$ s'exerçant sur le galet. . . . .	64
3.2.3	Procédé étudié à différents temps : (a) à l'état initial, (b) pour $t = 0,36$ s, (c) pour $t = 0,6$ s et (d) pour $t = 1,2$ s. . . . .	64
3.2.4	Profil de pièce déformée mesuré sur un profilomètre pour $d = 1,5$ mm. . . . .	65
3.3.1	(a) Comparaison du profil mesuré et calculé par la simulation du modèle éléments finis et (b) cartographie de la déformation plastique $\epsilon_{11}^p$ dans la section raffiné de la simulation. . . . .	66
3.3.2	(a) Champs des vitesses de déformation $\dot{\epsilon}$ lors du passage du galet (représenté en filaire) sur la portion raffinée du maillage. (b) Mise en évidence des nœuds utilisés afin d'obtenir la position et le rayon des cercles parfaits passant par ces nœuds. . . . .	67
3.3.3	(a) Profil calculé lors de la simulation de l'étude de la pièce de référence : en rouge lors du passage du galet et en noir après son passage. (b) Grossissement sur la zone d'intérêt afin de mettre en évidence le retour élastique. (c) Cartographie des contraintes $\sigma_{eq}^{vM}$ issue de la simulation lors du passage du galet et après le passage du galet. . . . .	67
3.3.4	Comparaison de la résultante des efforts $R$ issue des essais expérimentaux menés sur le procédé réel et issue de la simulation. . . . .	69
3.4.1	(a) Modèle axisymétrique matérialisant l'outillage et la virole et (b) représentation tridimensionnelle de la simulation du modèle bidimensionnel axisymétrique à l'issue de la déformation de la virole. . . . .	70
3.4.2	(a) Profils issus de la simulation du modèle éléments finis tridimensionnel et bidimensionnel axisymétrique et (b) cartographie des vitesses de déformation au cours de la déformation de la virole issue de la simulation du modèle bidimensionnel axisymétrique. . . . .	71
3.4.3	Cartographie des déformations de cisaillement et plastiques issue de la simulation du modèle tridimensionnel et de celle du modèle bidimensionnel : (a) $\epsilon_{11}^p$ selon la direction $x$ , (b) $\epsilon_{22}^p$ selon la direction $y$ et (c) $\epsilon_{33}^p$ selon la direction $z$ et (d) $\epsilon_{23}^p$ le cisaillement dans le plan $y - z$ . . . . .	72
3.4.4	(a) Cartographie des déformations plastiques cumulées $p$ issue de la simulation du modèle bidimensionnel et de celle du modèle tridimensionnel. (b) Pression de contact sur la partie raffinée du modèle tridimensionnel. . . . .	73
3.4.5	Cartographie des contraintes équivalentes au sens de von Mises $\sigma_{eq}^{vM}$ issue de la simulation du modèle tridimensionnel et de celle du modèle bidimensionnel. . . . .	73



3.4.6	Cartographie des contraintes résiduelles issue de la simulation du modèle tridimensionnel et de celle du modèle bidimensionnel : (a) $\sigma_{11}$ selon la direction $x$ , (b) $\sigma_{22}$ selon la direction $y$ , (c) $\sigma_{33}$ selon la direction $z$ et (d) les contraintes de cisaillement $\sigma_{23}$ dans le plan $y-z$ . . . . .	74
3.4.7	Cartographie des contraintes $\sigma_{11}$ issue de la simulation du modèle éléments finis tridimensionnel au moment du passage du galet sur la partie raffinée du maillage. . . . .	75
3.6.1	Schéma du procédé de mise en forme de l'étude de cas industriel. . . . .	77
3.6.2	Banc d'essais instrumenté pour la mise en forme du cas industriel. . . . .	78
3.6.3	(a) Géométrie du profil de la matrice de forme. (b) Profil de pièce déformée mesuré sur un profilomètre. . . . .	78
3.6.4	Forces $F_x$ , $F_y$ , $F_z$ mesurées au cours de l'essai et effort résultant $R$ en fonction du temps s'exerçant sur le galet sur l'étude de cas industriel. . . .	79
3.6.5	(a) Profil de pièce déformée : expérimentalement et issu de la simulation du modèle éléments finis. (b) Maillage d'une section de la virole après déformation par le procédé de l'étude de cas industriel. . . . .	80
3.6.6	(a) Profil calculé lors de la simulation numérique de l'étude de cas industriel : en rouge lors du passage du galet et en noir après son passage. (b) Grossissement sur la zone d'intérêt afin de mettre en évidence le retour élastique. (c) Cartographie des contraintes $\sigma_{eq}$ issue de la simulation lors du passage du galet et après le passage du galet. . . . .	81
3.6.7	Comparaison de l'effort résultant $R$ en fonction du temps mesuré et issu de la simulation de l'étude de cas industriel. . . . .	81
3.6.8	Comparaison des efforts $F_x$ , $F_y$ et $F_z$ en fonction du temps mesurés et issus de la simulation de l'étude cas industriel. . . . .	82
4.1.1	Distribution des sollicitations extraite d'une section de la virole après déformation du procédé étudié (croix noires), les courbes bleue, verte et rouge correspondantes à des cas idéaux de traction, cisaillement et d'expansion. . .	87
4.1.2	Courbes expérimentales de traction $\sigma(\epsilon)$ et représentation du plateau et de l'écrouissage après le plateau par une courbe issue : (1) de l'ajustement d'une fonction constante représentant le plateau et (2) de l'ajustement d'une fonction de type puissance pour l'écrouissage après le plateau. . . . .	88
4.1.3	Comparaison de la courbe $\sigma(\epsilon)$ expérimentale de traction et celles issues de deux essais numériques de traction : en bleu, avec le jeu de paramètres du modèle « Combiné-Traction », en rouge, avec le jeu de paramètres du modèle « Combiné-Cisaillement ». . . . .	90

4.1.4	Comparaison de la courbe $\tau(\gamma)$ expérimentale de cisaillement et celles issues de deux essais numériques de cisaillement cyclique pour $\gamma = 0,3$ : en bleu, avec le jeu de paramètres du modèle « Combiné-Cisaillement », en rouge, avec le jeu de paramètres du modèle « Combiné-Traction ».	90
4.1.5	Comparaison de la courbe $\sigma(\epsilon)$ expérimentale de traction et celle issue de l'essai numérique après optimisation des paramètres d'écroissage isotrope.	91
4.2.1	Comparaison des surfaces de charge initiales du modèle « Iso-Mises » et « Iso-Hill » dans l'espace des contraintes.	93
4.2.2	(a) Profils de pièce déformée issus du modèle « Iso-Mises » et issus du modèle « Iso-Hill », (b) circonférences de pièce déformée issues du modèle « Iso-Mises » et issus du modèle « Iso-Hill ».	94
4.2.3	Comparaison des rayons sur la circonférence de la virole après déformation pour les deux modèles éléments finis « Iso-Hill » et « Iso-Mises ».	94
4.2.4	(a) Maillage utilisé et en rouge nœuds du maillage utilisés pour représenter la circonférence de la pièce après déformation et (b) représentation de deux repères matériels pour deux plans donnés, la direction 1 étant la direction du laminage.	95
4.2.5	Comparaison de l'effort résultant $R$ pour les deux simulations du modèle éléments finis « Iso-Mises » et « Iso-Hill ».	95
4.2.6	Comparaison des courbes contrainte en fonction de la déformation $\sigma(\epsilon)$ issues de l'essai de traction expérimental et numérique utilisant le modèle de comportement : « Iso-Mises », « Combiné-Cisaillement » et « Combiné-Traction ».	96
4.2.7	Profils de pièce déformée issus de trois simulations effectuées avec trois modèles de comportement différents : « Iso-Mises », « Combiné-Cisaillement » et « Combiné-Traction ».	97
4.2.8	Comparaison de la résultante des efforts $R$ issue des trois modèles éléments finis « Iso-Mises », « Combiné-Cisaillement » et « Combiné-Traction ».	97
4.2.9	Cartographie de la déformation plastique cumulée $p$ issue des simulations des trois modèles éléments finis « Iso-Mises », « Combiné-Cisaillement » et « Combiné-Traction ».	98
4.2.10	Cartographie de la contrainte équivalente au sens de von Mises $\sigma_{eq}^{vM}$ issue de la simulation du modèle éléments finis « Iso-Mises » et (b) cartographie de la différence des contraintes équivalentes issues de la simulation du modèle éléments finis « Combiné-Cisaillement » et celle du modèle « Combiné-Traction » avec celle du modèle « Iso-Mises ».	98

4.2.11	Comparaison de la résultante des efforts $R$ provenant du procédé réel et issue des trois modèles éléments finis : « Iso-Mises », « Combiné-Cisaillement » et « Combiné-Traction ».	99
4.3.1	Distribution des contraintes seuils au sein de différents VER et courbes d'écrouissage correspondantes.	104
4.3.2	Distribution de Rayleigh pour $\kappa$ variant de 0,5 à 4.	105
4.3.3	Représentation la loi discrète pour $m = 0,4$ et $m = 0,8$ .	106
4.3.4	(a) Cartographie des contraintes logarithmiques lors de la simulation de l'essai de traction numérique. (b) Comparaison des courbes contrainte-déformation en trajet de chargement cyclique dans le cas d'un modèle homogène et dans le cas d'un modèle avec distribution des limites d'élasticité [Déprés 11].	106
4.3.5	Schéma de principe d'identification des paramètres d'anisotropie du VER et des paramètres d'écrouissage isotrope.	108
4.3.6	Géométrie de l'éprouvette étudié : géométrie réelle de l'éprouvette (blanc), zone analysée par le logiciel de corrélation d'images (orange) et zone modélisé sous ABAQUS (orange + bleu).	109
4.3.7	Comparaison de la charge en fonction du temps $F(t)$ à $0^\circ$ par rapport au sens du laminage d'un essai de traction expérimental et numériques avant et après optimisation du jeu de paramètres.	111
4.3.8	Comparaison de la charge en fonction du temps $F(t)$ à $45^\circ$ par rapport au sens du laminage d'un essai de traction expérimental et numériques avant et après optimisation du jeu de paramètres.	112
4.3.9	(a) Schématisation de deux surfaces de charges et de trois repères orientés à $0^\circ$ et $45^\circ$ et $90^\circ$ . (b) Comparaison de la charge en fonction du temps $F(t)$ à $90^\circ$ par rapport au sens du laminage d'un essai de traction expérimental et numériques avant et après optimisation du jeu de paramètres.	113
4.3.10	Comparaison des déformations transverses en fonction du temps $\epsilon_{II}(t)$ à $0^\circ$ , $45^\circ$ et $90^\circ$ par rapport au sens du laminage issues d'essais de traction expérimentaux (en noir) et numériques avant et après optimisation du jeu de paramètres respectivement en pointillé noir et en rouge.	113
4.3.11	Comparaison de la charge en fonction du temps $F(t)$ à $0^\circ$ par rapport au sens du laminage d'un essai de traction expérimental et numériques avant et après optimisation du jeu de paramètres de l'étape 2 d'identification des paramètres du comportement local.	115
4.3.12	Comparaison de la courbe $\tau(\gamma)$ issue d'un essai de cisaillement cyclique et issue de la simulation avant et après optimisation du jeu de paramètres.	118

4.3.13	Comparaison de la courbe contrainte en fonction de la déformation $\sigma(\epsilon)$ provenant de l'essai de traction expérimental et numérique avec jeu de paramètres optimisé du comportement local issu de l'essai de cisaillement. . . . .	119
B.1	Courbe de référence contrainte vraie en fonction de la déformation plastique du C10. . . . .	130
B.2	Évolution de la résultante $R$ des efforts en fonction du temps pour différents coefficients de frottement $f$ . . . . .	131
B.3	Évolution de la résultante $R$ des efforts sur le galet en fonction du temps pour un nombre d'éléments croissants. . . . .	132
B.4	Évolution de la résultante $R$ des efforts sur le galet en fonction du temps pour différents types d'éléments. . . . .	133
B.5	Évolution de la résultante $R$ des efforts sur le galet en fonction du temps pour différents nombres d'éléments dans l'épaisseur de la virole $N_{ep}$ variant de 2 à 8. . . . .	134
B.6	Évolution de la résultante $R$ des efforts sur le galet en fonction du temps pour différents nombres d'éléments sur la hauteur de la virole $N_{eh}$ variant de 15 à 60. . . . .	134
B.7	Évolution de la résultante $R$ des efforts sur le galet en fonction du temps pour différents nombres d'éléments sur la circonférence de la virole $N_{ec}$ variant de 100 à 800. . . . .	135
B.8	Évolution du temps CPU total pour un nombre croissant de : (a) $N_{ec}$ , (b) $N_{eh}$ et (c) $N_{ep}$ . . . . .	136
B.9	Comparaison de l'effort résultant $R$ d'un modèle éléments finis totalement raffiné (MTR) à un modèle raffiné sur $\frac{1}{8}^{ème}$ de portion de la pièce (MPR). . . . .	136
B.10	Comparaison du temps CPU total pour le modèle totalement raffiné (MTR) et raffiné sur $\frac{1}{8}^{ème}$ de portion de la pièce (MPR). . . . .	137
B.11	(a) Montage de la virole après déformation sur la MMT pour mesure de profils extérieur et intérieur, (b) comparaison des profils intérieur et extérieur mesurés avec ceux de la simulation numérique. . . . .	138
B.12	(a) Comparaison de l'effort $R$ issus des calculs Éléments Finis avec les mesures. . . . .	138
B.1	Évolution de la contrainte en fonction de la déformation $\sigma(\epsilon)$ pour un nombre d'éléments croissant dans l'épaisseur de l'éprouvette. . . . .	142
B.2	Évolution de la contrainte en fonction de la déformation $\sigma(\epsilon)$ pour un nombre d'éléments croissant dans la longueur de l'éprouvette. . . . .	142
B.3	Évolution de la contrainte en fonction de la déformation $\sigma(\epsilon)$ pour un nombre d'éléments croissant dans la largeur de l'éprouvette. . . . .	143

B.4 Évolution des déformations plastiques transverses en fonction des déformations plastiques dans l'épaisseur  $\epsilon_{II}^p(\epsilon_{III}^p)$  pour un nombre d'éléments croissant dans la largeur de l'éprouvette. . . . . 143

# Liste des tableaux

1.1	Bornes inférieures et supérieures des paramètres du procédé de formage incrémental et des dimensions de la virole. . . . .	9
1.2	Caractéristiques des codes éléments finis. . . . .	25
2.1	Composition chimique du DC03 en % massique. . . . .	30
2.2	Caractéristiques mécaniques fournisseur du DC03. . . . .	30
2.3	Fréquences d'enregistrement des images utilisées au cours des essais. . . . .	34
2.4	Paramètres d'anisotropie plastiques. . . . .	40
2.5	Récapitulatif des différents éléments retenus afin de traduire le comportement du matériau. . . . .	50
2.6	Résultats des essais cycliques sur le DC03. . . . .	51
2.7	Informations entrées dans le modèle éléments finis pour simuler numériquement les trois essais de cisaillement cycliques. . . . .	56
2.8	Paramètres identifiés par méthode inverse sans mesure de champs. . . . .	56
2.9	Jeux de paramètres matériau du modèle de comportement avec écrouissage combiné identifié à partir de l'essai de cisaillement. . . . .	58
3.1	Récapitulatif des conditions cinématiques du modèle éléments finis. . . . .	61
3.2	Caractéristiques de l'expérience du procédé de formage incrémental modélisé. . . . .	65
3.3	Rayons et positions issus de l'ajustement d'un cercle sur les rayons de courbure intérieurs et extérieurs des profils mesurés et issus de la simulation du modèle éléments finis. . . . .	68
4.1	Paramètres ajustés d'une fonction constante et d'une fonction de type puissance. . . . .	88
4.2	Paramètres d'anisotropie plastiques . . . . .	89
4.3	Paramètres identifiés par méthode inverse sans mesure de champs. . . . .	91
4.4	Synthèse des paramètres identifiés pour les différents essais de traction uniaxiale et de cisaillement cycliques. . . . .	92
4.5	Coefficients du modèle anisotrope sous Abaqus. . . . .	93
4.6	Récapitulatif des différents nombre d'éléments nécessaires pour représenter le VER. . . . .	110

4.7	Jeux de paramètres initiaux et optimisés issus des trois essais de traction numériques à $0^\circ$ , $45^\circ$ et $90^\circ$ par rapport au sens du laminage. . . . .	114
4.8	Jeux de paramètres initiaux et optimisés issus de l'essai de traction numériques à $0^\circ$ par rapport au sens du laminage de l'étape 2 d'identification des paramètres du comportement local. . . . .	115
4.9	Jeux de paramètres initiaux et optimisés issus de l'optimisation d'un essai de cisaillement cyclique. . . . .	118
B.1	Caractéristiques élastiques et masse volumique du C10 étudié. . . . .	130
B.2	Valeurs minimales et maximales des différents paramètres $N_{ep}$ , $N_{eh}$ et $N_{ec}$ de l'étude de sensibilité du maillage. . . . .	133

# Bibliographie

- [Aguirre 04] F. Aguirre, S. Kyriakides & H.D. Yun. *Bending of steel tubes with Lüders bands*. International Journal of Plasticity, vol. 20, no. 7, pages 1199 – 1225, 2004.
- [Alberti 89] N. Alberti, L. Cannizzaro, E. Lo Valvo & F. Micari. *Analysis of metal spinning processes by the Adina code*. Computers & Structures, vol. 32, no. 3-4, pages 517–525, 1989.
- [Avril 07] S. Avril & F. Pierron. *General framework for the identification of constitutive parameters from full-field measurements in linear elasticity*. International Journal of Solids and Structures, vol. 44, pages 4978–5002, 2007.
- [Avril 08a] S. Avril, M. Bonnet & al. *Overview of Identification Methods of Mechanical Parameters Based on Full-field Measurements*. Experimental Mechanics, vol. 48, pages 381–402, 2008.
- [Avril 08b] S. Avril, F. Pierron, Y. Pannier & R. Rotinat. *Stress reconstruction and constitutive parameter identification in plane-stress elasto-plastic problems using surface measurements of deformation fields*. Experimental Mechanics, vol. 48, no. 4, pages 403–419, 2008.
- [Badulescu 09] C. Badulescu, M. Grédiac, JD Mathias & D. Roux. *A procedure for accurate one-dimensional strain measurement using the grid method*. Experimental Mechanics, vol. 49, no. 6, pages 841–854, 2009.
- [Bai 08] Q. Bai, H. Yang & M. Zhan. *Finite element modeling of power spinning of thin-walled shell with hoop inner rib*. Transactions of Nonferrous Metals Society of China, vol. Volume 18, pages 6–13, 2008.
- [Balland 00] P. Balland, L. Tabourot & M. Fivel. *Comparison of physically based constitutive laws used for numerical simulations of plasticity of metals*. Journal of Physics IV, vol. 11, pages 381–388, 2000.



- [Balland 11] P. Balland, C Déprès, R Billard & L. Tabourot. *Physically based kinematic hardening modelling of single crystal*. AIP Conference Proceedings, vol. 1353, pages 91–96, 2011.
- [Barlat 97] F. Barlat, R. C. Becker, Y. Hayashida, Y. Maeda, M. Yanagawa, K. Chung, J. C. Brem, D. J. Lege, K. Matsui, S. J. Murtha & S. Hattori. *Yielding description for solution strengthened aluminium alloys*. International Journal of Plasticity, vol. 13, pages 385–401, 1997.
- [Bonnet 05] M. Bonnet & Andrei Constantinescu. *Inverse problems in elasticity*. Inverse Problems, vol. 21, pages 1–50, 2005.
- [Bourago 05] N.G. Bourago & V.N. Kukudzhanov. *A review of contact algorithms*. Mechanics of Solids, vol. 40, no. 1, pages 35–71, 2005.
- [Bouvier 06] S. Bouvier, H. Haddadi, P. Levée & C. Teodosiu. *Simple shear tests : Experimental techniques and characterization of the plastic anisotropy of rolled sheets at large strains*. Journal of Materials Processing Technology, vol. 172, no. 1, pages 96–103, 2006.
- [Bridgman 52] P.W. Bridgman. *Studies in large plastic flow and fracture*. Mc. Graw-Hill, 1952.
- [Bruno 08] L. Bruno, G. Felice, L. Pagnotta, A. Poggialini & G. Stigliano. *Elastic characterization of orthotropic plates of any shape via static testing*. International Journal of Solids and Structures, vol. 45, no. 3-4, pages 908–920, 2008.
- [Cazacu 03] O. Cazacu & F. Barlat. *Application of the theory of representation to describe yielding of anisotropic aluminum alloys*. International Journal of Engineering Science, vol. 41, pages 1367–1385, 2003.
- [Choi 02] H.H. Choi, S.M. Hwang, YH Kang, J. Kim & BS Kang. *Comparison of implicit and explicit finite-element methods for the hydroforming process of an automobile lower arm*. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, vol. 20, no. 6, pages 407–413, 2002.
- [Cosola 08] E. Cosola, K. Genovese, L. Lamberti & C. Pappalettere. *A general framework for identification of hyper-elastic membranes with moiré techniques and multi-point simulated annealing*. International Journal of Solids and Structures, vol. 45, no. 24, pages 6074–6099, 2008.
- [Davey 02] K. Davey & M. J. Ward. *A practical method for finite element ring rolling simulation using the ALE flow formulation*. International Journal of Mechanical Sciences, vol. Volume 44, Issue 1, pages 165–190, 2002.

- [Degré 11] F. Degré. *Prédiction numérique des caractéristiques d'une pièce traitée par galetage, application au secteur du décolletage*. Thèse, Université de Grenoble, 2011.
- [Desbordes 99] G. Desbordes. *Le repoussage de l'aluminium et de ses alliages*. In CETIM, editeur, Utilisez l'aluminium, 1999.
- [Déprés 08] C. Déprés, M. C. Fivel & L. Tabourot. *A Dislocation Based Model for Low Amplitude Fatigue Behaviour of f.c.c. Single Crystals*. Scripta Materialia, vol. 155-156, pages 1105–1110, 2008.
- [Déprés 11] C. Déprés, C. Manole, P. Balland, F. Degré, L. Tabourot & V. Pouzols. *Plasticity of crystalline materials : from dislocations to continuum*. Wiley-ISTE, June 2011.
- [Ferrona 94] G. Ferrona, R. Makkouka & J. Morrealeb. *A parametric description of orthotropic plasticity in metal sheets*. International Journal of Plasticity, vol. 10, pages 431–449, 1994.
- [Gadala 02] M.S. Gadala, M.R. Movahhedy & J. Wang. *On the mesh motion for ALE modeling of metal forming processes*. Finite Elements in Analysis and Design, vol. Volume 38, pages 435–459, 2002.
- [Gadala 04] M.S. Gadala. *Recent trends in ALE formulation and its applications in solid mechanics*. Comput. Methods Appl. Mech. Engrg., vol. Volume 193, pages 4247–4275, 2004.
- [Gao 12] C.Y. Gao & L.C. Zhang. *Constitutive modelling of plasticity of fcc metals under extremely high strain rates*. International Journal of Plasticity, vol. 32–33, no. 0, pages 121 – 133, 2012.
- [Ghouati 01] O. Ghouati & J.C. Gelin. *A finite element-based identification method for complex metallic material behaviours*. Computational Materials Science, vol. Volume 21, Issue 1, pages 57–68, 2001.
- [Grédiac 04] M. Grédiac. *The use of full-field measurement methods in composite material characterization : interest and limitations*. Composites : Part A, vol. 35, pages 751–761, 2004.
- [Gresovnik 00] I. Gresovnik. *A General Purpose Computational Shell for Solving Inverse and Optimisation Problems - Applications to Metal Forming Processes*. PhD thesis, University of Wales Swansea, 2000.
- [Gronostajski 00] Z. Gronostajski. *The constitutive equations for FEM analysis*. Journal of Materials Processing Technology, vol. 106, pages 40–44, 2000.

- [Grytten 09] F. Grytten, H. Daiyan, M. Polanco-Loria & S. Dumoulin. *Use of digital image correlation to measure large-strain tensile properties of ductile thermoplastics*. Polymer Testing, vol. 28, no. 6, pages 653 – 660, 2009.
- [Gur 82] M. Gur & J. Tirosh. *Plastic flow instability under compressive loading during shear spinning process*. Journal of Engineering for Industry, vol. Volume 104, pages 17–22, 1982.
- [Haddadi 06] H. Haddadi, S. Bouvier, M. Banu, C. Maier & C. Teodosiu. *Towards an accurate description of the anisotropic behaviour of sheet metals under large plastic deformations : Modelling, numerical analysis and identification*. International Journal of Plasticity, vol. 22, pages 2226–2271, 2006.
- [Hibbit 04] D. Hibbit, B. Karlsson & P. Sorenson. Abaqus analysis user's manual, version 6.5. 2004.
- [Hild 06] F. Hild & S. Roux. *Digital image correlation : from displacement measurement to identification of elastic properties – a review*. Strain, vol. 42, no. 2, pages 69–80, 2006.
- [Hill 48] R. Hill. *A Theory of the Yielding and Plastic Flow of Anisotropic Metals*. Proceedings of the Royal Society of London. Series A, Mathematical and Physical Sciences, vol. 193, pages 281–297, 1948.
- [Houillon 09] M. Houillon. *Modélisation du procédé de fluotournage du tantale et du traitement thermique associé*. Thèse, Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris, 2009.
- [Hu 93] Y.K. Hu & W.K. Liu. *An ALE hydrodynamic lubrication finite element method with application to strip rolling*. International Journal for Numerical Methods in Engineering, vol. 36, no. 5, pages 855–880, 1993.
- [Hu 07] W. Hu. *A novel quadratic yield model to describe the feature of multi-yield-surface of rolled sheet metals*. International Journal of Plasticity, vol. 23, pages 2004–2028, 2007.
- [Hua 05] F.A. Hua, Y.S. Yang, Y.N. Zhang & al. *Three-dimensional finite element analysis of tube spinning*. Journal of Materials Processing Technology, vol. Volume 168, pages 68–74, 2005.
- [Huimin 99] X. Huimin, D. Fulong, P. Dietz, A. Schmidt & Z. Wei. *600°C creep analysis of metals using the Moiré interferometry method*. Journal of Materials Processing Technology, vol. 88, no. 1-3, pages 185 – 189, 1999.

- [Johnson 87] K.L. Johnson. Contact mechanics. Press syndicate of the University of Cambridge, 1987.
- [Kalpakcioglu 61] S. Kalpakcioglu. *On the mechanics of shear spinning*. Trans. ASME, vol. Volume 83, pages 125–129, 1961.
- [Kalpakjian 82] S. Kalpakjian & S. Rajagopal. *Spinning of tubes : A review*. Journal of Applied Metalworking, vol. Volume 2, NO 3, pages 211–223, 1982.
- [Kemin 97] X. Kemin, L. Yan & Z. Xianming. *The disposal of key problems in the FEM analysis of tube stagger spinning*. Journal of Materials Processing Technology, vol. Volume 69, pages 176–179, 1997.
- [Kezhi 98] L. Kezhi, H. Nanhai, L. Yan & X. Kemin. *Research on the distribution of the displacement in backward tube spinning*. Journal of Materials Processing Technology, vol. 79, no. 1, pages 185–188, 1998.
- [Khalfallah 02] A. Khalfallah, H. Bel Hadj Salah & A. Dogui. *Anisotropic parameter identification using inhomogeneous tensile test*. European Journal of Mechanics-A/Solids, vol. 21, no. 6, pages 927–942, 2002.
- [Kleiner 02] M. Kleiner, R. Göbel, H. Kantz, C. Klimmek & W. Homberg. *Combined methods for the prediction of dynamic instabilities in sheet metal spinning*. CIRP Annals-Manufacturing Technology, vol. 51, no. 1, pages 209–214, 2002.
- [Kleiner 00] J.P. Kleiner. *Identification paramétrique et optimisation des procédés de mise à forme par problèmes inverses*. PhD thesis, Université de Liège, 2000.
- [Klimmek 03] C. Klimmek, R. Gobel, W. Homberg, H. Kantz & K. Matthias. *Finite element analysis of sheet metal forming by spinning*. Journal-Japan Society for Technology of Plasticity, vol. 44, no. 4; ISSU 507, pages 372–374, 2003.
- [Kokaly 03] M.T. Kokaly, J. Lee & A.S. Kobayashi. *Moiré interferometry for dynamic fracture study*. Optics and Lasers in Engineering, vol. 40, no. 4, pages 231 – 247, 2003.
- [Kyriakides 08] S. Kyriakides, A. Ok & E. Corona. *Localization and propagation of curvature under pure bending in steel tubes with Lüders bands*. International Journal of Solids and Structures, vol. 45, no. 10, pages 3074 – 3087, 2008.
- [Lai 10] Yu-Kun Lai, Leif Kobbelt & Shi-Min Hu. *Feature aligned quad dominant remeshing using iterative local updates*. Computer-Aided Design, vol. 42,

- no. 2, pages 109 – 117, 2010. <ce :title>ACM Symposium on Solid and Physical Modeling and Applications</ce :title>.
- [Le Port 09] A. Le Port, F. Toussaint & R. Arrieux. *Finite element study and sensitive analysis of the deep-drawing formability of commercially pure titanium*. International Journal of Material Forming, vol. 2, no. 2, pages 121–129, 2009.
- [Le Roy 81] G. Le Roy, J. D. Embury, G. Edward & M. F. Ashby. *A model of ductile fracture based on the nucleation and growth of voids*. Acta Metallurgica, vol. 29, pages 1522–1981, 1981.
- [Lecompte 07] D. Lecompte, A. Smits, H. Sol, J. Vantomme & D. Van Hemelrijck. *Mixed numerical-experimental technique for orthotropic parameter identification using biaxial tensile tests on cruciform specimens*. International Journal of Solids and Structures, vol. 44, pages 1643–1656, 2007.
- [Lemaitre 09] Jean Lemaitre, Jean-Louis Chaboche, Ahmed Benallal & Rodrigue Desmorat. *Mécanique des matériaux solides*. Dunod, 2009.
- [Liu 91] W.K. Liu, J.S. Chen, T. Belytschko & Y.F. Zhang. *Adaptive ALE finite elements with particular reference to external work rate on frictional interface*. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, vol. 93, no. 2, pages 189–216, 1991.
- [Liu 02] J.H. Liu, H. Yang & Y.Q. Li. *A study of the stress and strain distributions of first-pass conventional spinning under different roller-traces*. Journal of Materials Processing Technology, vol. 129, no. 1, pages 326–329, 2002.
- [Lomer 52] W.M. Lomer. *The yield phenomenon in polycrystalline mild steel*. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, vol. 1, no. 1, pages 64–73, 1952.
- [Lüders 60] W. Lüders. *Über die äusserung der elasticität an stahlartigen eisenstäben und stahlstäben, und über eine beim biegen solcher stäbe beobachtete molecularbewegung*. Dingler’s Polytechnic Journal, vol. 155, pages 18–22, 1860.
- [Ma 08] F. Ma, H. Yang & M. Zhan. *Plastic deformation behaviors and their application in power spinning process of conical parts with transverse inner rib*. Journal of Materials Processing Technology, vol. Volume 210, Issue 1, pages 180–189, 2008.

- [Maker 00] B.N. Maker & Xinhai Z. *Input Parameters for Metal Forming Simulation using LS-DYNA*. Rapport technique, Livermore Software Technology Corporation, 2000.
- [Manach 02] P.Y. Manach & N. Couly. *Elastoviscohysteresis constitutive law in convected coordinate frames : application to finite deformation shear tests*. Computational mechanics, vol. 28, no. 1, pages 17–25, 2002.
- [Mathias 06] J.D. Mathias, X. Balandraud & M. Grédiac. *Experimental investigation of composite patches with a full-field measurement method*. Composites Part A : Applied Science and Manufacturing, vol. 37, no. 2, pages 177–190, 2006.
- [Mori 09] K. Mori, M. Ishiguro & Y. Isomura. *Hot shear spinning of cast aluminium alloy parts*. Journal of Materials Processing Technology, vol. 209, no. 7, pages 3621–3627, 2009.
- [Moria 05] K. Moria & T. Nonaka. *Simplified Three-Dimensional Finite Element Simulation of Shear Spinning Process Based on Axisymmetric Modeling*. Journal of Manufacturing Processes, vol. Volume 7, Issue 1, pages 51–56, 2005.
- [Nelder 65] J.A. Nelder & R. Mead. *A simplex method for function minimization*. The computer journal, vol. 7, no. 4, pages 308–313, 1965.
- [Olovsson 05] L. Olovsson, K. Simonsson & M. Unosson. *Selective mass scaling for explicit finite element analyses*. International Journal for Numerical Methods in Engineering, vol. 63, no. 10, pages 1436–1445, 2005.
- [Pan 09] B. Pan, K. Qian, H. Xie & A. Asundi. *Two-dimensional digital image correlation for in-plane displacement and strain measurement : a review*. Measurement Science and Technology, vol. 20, page 062001, 2009.
- [Parks 82] V.J. Parks. *Strain measurement using grids*. Optical Engineering, vol. 21, pages 633–639, 1982.
- [Piobert 42] G. Piobert, A.J. Morin & I. Didion. *Commission des principes du tir*. Memorial de l’artillerie, vol. 5, pages 501–552, 1842.
- [Pottier 10] T. Pottier. *Identification paramétrique par recalage de modèles éléments finis couplée à des mesures de champs cinématiques et thermiques*. Thèse, Université de Savoie, 2010.
- [Pottier 11] T. Pottier, F. Toussaint & P. Vacher. *Contribution of heterogeneous strain field measurements and boundary conditions modelling in inverse*

- identification of material parameters*. European Journal of Mechanics-A/Solids, vol. 30, no. 3, pages 373–382, 2011.
- [Pouzols 10] V. Pouzols. *Optimisation d'opérations industrielles de pliage par la méthode des éléments finis*. Thèse, Université de Savoie, 2010.
- [Quigley 01] E. Quigley & J. Monaghan. *Using a finite element model to study plastic strains in metal spinning*. In 9th International Conference on Sheet Metal, Leuven Belgium, pages 255–262, 2001.
- [Rauch 89] E.F. Rauch & C. G'sell. *Flow localization induced by a change in strain path in mild steel*. Materials Science and Engineering : A, vol. 111, pages 71–80, 1989.
- [Runge 94] M. Runge. *Spinning and Flow forming*. Werkzeugmaschinenbau/Verlag Moderne Industrie AG, 1994.
- [Runge 97] M. Runge. *Spinning and flowing forming*. Leico GmbH, 1997.
- [Shimizu 95] T. Shimizu & T. Sano. *An application of a penalty method contact and friction algorithm to a 3-dimensional tool surface expressed by a B-spline patch*. Journal of Materials Processing Technology, vol. Volume 48, pages 207–213, 1995.
- [Surrel 04] Y. Surrel. *Les techniques optiques de mesure de champ : essai de classification*. Instrumentation, Mesure, Métrologie, vol. 4, no. 3-4, pages 11–42, 2004.
- [Tarigopula 06] V. Tarigopula, M. Langseth, O.S. Hopperstad & A.H. Clausen. *Axial crushing of thin-walled high-strength steel sections*. International Journal of Impact Engineering, vol. 32, no. 5, pages 847–882, 2006.
- [Temimi-Maaref 06] N. Temimi-Maaref. *Comportement thermo-mécanique et rupture de polypropylènes. Etude expérimentale et modélisation*. Thèse, École Nationale Supérieure des Mines de Paris, 2006.
- [Thuillier 09] S. Thuillier & P.Y. Manach. *Comparison of the work-hardening of metallic sheets using tensile and shear strain paths*. International Journal of Plasticity, vol. 25, no. 5, pages 733–751, 2009.
- [Toussaint 11] Franck Toussaint. *Dialogue modèle-expérience et stratégie d'identification en mécanique du solide. Application à la mise en forme des matériaux*. HDR, Université de Savoie, 2011.
- [Vacher 99] P. Vacher, S. Dumoulin, F. Morestin & S. Mguil-Touchal. *Bidimensional strain measurement using digital images*. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, vol. 213, pages 811–817, 1999.

- 
- [Vautrot 11] M. Vautrot, P. Balland, O.S. Hopperstad, L. Tabourot, J. Raujol-Veillé & F. Toussaint. *Steel C68 characterization in severe conditions of temperature and strain rate*. In ICMM2, Paris, 2011.
- [Verdier 98] M. Verdier, Y. Brechet & P. Guyot. *Recovery of AlMg alloys : flow stress and strain-hardening properties*. Acta Materialia, vol. 47, no. 1, pages 127 – 134, 1998.
- [Vergès 83] J.-P. Vergès & J.-P. Bernadou. *Fluotournage*. Les techniques de l'Ingénieur, 1983.
- [Wang 97] J. Wang & M.S. Gadala. *Formulation and survey of ALE method in nonlinear solid mechanics*. Finite Elements in Analysis and Design, vol. Volume 24, pages 253–269, 1997.
- [Wang 04a] J.T. Wang, T. Chen, D.W. Sleight & A. Tessler. *Simulating nonlinear deformations of solar sail membranes using explicit time integration*. AIAA Paper, vol. 1580, pages 19–22, 2004.
- [Wang 04b] Z. Wang & T. Nakamura. *Simulations of crack propagation in elastic-plastic graded materials*. Mechanics of Materials, vol. 36, no. 7, pages 601–622, 2004.
- [Wisselink 04] H.H. Wisselink & J. Huétink. *3D FEM simulation of stationary metal forming processes with applications to slitting and rolling*. Journal of Materials Processing Technology, vol. Volume 148, pages 328–341, 2004.
- [Wong 03] C. C. Wong, T. A. Dean & J. Lin. *A review of spinning, shear forming and flow forming processes*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. Volume 43, Issue 14, pages 1419–1435, 2003.
- [Wong 04] C.C. Wong, T.A. Dean & J. Lin. *Incremental forming of solid cylindrical components using flow forming principles*. Journal of Materials Processing Technology, vol. Volume 154, pages 60–66, 2004.
- [Xia 08] Q.X. Xia, Sh.W. Xie, Y.L. Huo & F. Ruan. *Numerical simulation and experimental research on the multi-pass neck-spinning of non-axisymmetric offset tube*. Journal of Materials Processing Technology, vol. Volume 206, pages 500–508, 2008.
- [Xu 01] Y. Xu, S. H. Zhang, P. Li, K. Yang, D. B. Shan & Y. Lu. *3D rigid-plastic FEM numerical simulation on tube spinning*. Journal of Materials Processing Technology, vol. Volume 113, pages 710–713, 2001.



- [Xu 02] B. Xu & Y. Jiang. *Elastic-Plastic Finite Element Analysis of Partial Slip Rolling*. Transactions of the ASME, vol. Volume 124, pages 20–26, 2002.
- [Yamaguchi 03] I. Yamaguchi. *Holography, speckle, and computers*. Optics and lasers in engineering, vol. 39, no. 4, pages 411–429, 2003.
- [Yoon 05a] J.W. Yoon, F. Barlat, J.J. Gracio & E. Rauch. *Anisotropic strain hardening behavior in simple shear for cube textured aluminum alloy sheets*. International Journal of Plasticity, vol. 21, no. 12, pages 2426 – 2447, 2005.
- [Yoon 05b] J.W. Yoon, F. Barlat, J.J. Gracio & E. Rauch. *Anisotropic strain hardening behavior in simple shear for cube textured aluminum alloy sheets*. International Journal of Plasticity, vol. 21, no. 12, pages 2426–2447, 2005.
- [Yvonnet 04] J. Yvonnet. *Nouvelles approches sans maillage basées sur la méthode des éléments naturels pour la simulation numérique des procédés de mise en forme*. Thèse, Arts et Métiers ParisTech, December 2004.
- [Zang 07] S.L. Zang, J. Liang & C. Guo. *A constitutive model for spring-back prediction in which the change of Young’s modulus with plastic deformation is considered*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 47, no. 11, pages 1791–1797, 2007.
- [Zhang 99] Z.L. Zhang, M. Hauge, J. Odegard & C. Thaulow. *Determining material true stress-strain curve from tensile specimens with rectangular cross-section*. International Journal of Solids and Structures, vol. 36, pages 3497–3516, 1999.
- [Zhang 09] H. Zhang, W. Wen & H. Cui. *Behaviors of IC10 alloy over a wide range of strain rates and temperatures : Experiments and modeling*. Materials Science and Engineering : A, vol. 504, no. 1-2, pages 99–103, 2009.



**Résumé :**

L'objectif de ce travail de thèse est de proposer un modèle numérique permettant de simuler la mise en forme de viroles métalliques par un procédé de formage incrémental. Ce procédé de mise en forme est particulièrement intéressant pour les industriels car il permet d'une part de réduire les pertes de matière première et d'autre part d'obtenir des pièces avec des propriétés mécaniques améliorées. La mise au point du procédé reste néanmoins une étape fastidieuse et le recours à l'outil numérique devient indispensable si l'on souhaite atteindre le meilleur rapport qualité/coût-délai. À cette fin, le comportement mécanique d'un acier faiblement allié a été étudié à travers divers essais de traction et de cisaillement. Les résultats de ces essais mettent en évidence que le matériau présente une faible anisotropie de comportement, une faible sensibilité à la vitesse de déformation et un écrouissage cinématique (effet Bauschinger). Cette base de données expérimentales a ensuite servi à l'identification de plusieurs modèles de comportement élastoplastique phénoménologique. Deux modèles numériques différents ont alors été développés au sein du code de calculs par éléments finis ABAQUS afin de simuler le formage d'une pièce de référence et d'une étude de cas industriel. Les résultats de ces simulations montrent que le modèle tridimensionnel fournit une bonne représentation du procédé de formage *a contrario* du modèle bidimensionnel axisymétrique construit notamment afin de réduire les temps de calculs. Par ailleurs, une étude de la sensibilité du modèle éléments finis aux différents modèles de comportement identifiés a été menée. Les résultats de cette étude ont permis de mettre en évidence que la description du comportement plastique n'a qu'une faible influence sur la géométrie de la pièce déformée alors même que le comportement élastique joue un rôle bien plus important notamment au regard du calcul du retour élastique des pièces. Il a également été montré que le choix d'une forme particulière de géométrie de pièce permettait de réduire considérablement ce phénomène. Enfin, une étude sur la modélisation du comportement du matériau avec un modèle moins phénoménologique a été entreprise. Elle permet d'avoir un caractère plus générique avec un nombre de paramètres inférieurs aux modèles phénoménologiques en considérant les hétérogénéités du matériau. Elle ouvre la voie à l'utilisation de modèle de comportement prenant en compte des phénomènes physiques au sein d'un modèle éléments finis sur une opération de formage.

**Mots-clés :**

Mise en forme, Simulation numérique, Matériaux métalliques, Élasto-plasticité, Identification inverse.

---

**Abstract :**

This Ph.D. thesis aims to propose a numerical model for modeling the incremental forming process of a metallic thin wall short tube. This process is especially interesting for manufacturer because it allows to reduce the material raw losses and to increase the mechanical properties of the part. The technical development of the process is a tedious step and the numerical simulation becomes necessary if the best ratio quality/cost-delay must be reach. To achieve this goal, the mechanical behaviour of a low-allow steel was studied with uniaxial and shear tests. The results of this tests highlight that the material has a low anisotropic behaviour, a low strain rate sensitivity and kinematic hardening (Bauschinger effect). Then, this experimental database was used to identify several elastic-plastic phenomenological behaviour laws. Two different numerical models were developed in the finite element code Abaqus to simulate the forming of a reference part and an industrial study. Results of simulation show that tridimensional model is a good representation of the forming process contrary to the bidimensional model built to reduce the CPU time. Furthermore, a finite element model sensibility study of the identifying behaviour models has been carried out. The results of this study highlight that plastic behaviour description has a low influence on the formed part geometry. However, the elastic behaviour has an important influence in particular on the calculated springback. Moreover, it was shown that the choice of a particular part geometry reduce in an important way this phenomenon. Finally, a study about the material behaviour modeling with a less phenomenological model was done. This latter is a more generic model with a lower parameters number compared with phenomenological models taking into account material heterogeneities. This study innovates for the behaviour model taking account of physical phenomenon in finite elements model on a forming process.

**Keywords :**

Forming process, Numerical simulation, Metallic material, Elasto-plasticity, Inverse method.