



HAL
open science

Étude physique et modélisation numérique du procédé de sertissage de pièces de carrosserie

Christian Lange

► **To cite this version:**

Christian Lange. Étude physique et modélisation numérique du procédé de sertissage de pièces de carrosserie. Sciences de l'ingénieur [physics]. École Nationale Supérieure des Mines de Paris, 2006. Français. NNT: . pastel-00001760

HAL Id: pastel-00001760

<https://pastel.hal.science/pastel-00001760>

Submitted on 24 Aug 2006

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.

ECOLE NATIONALE SUPERIEURE DES MINES DE PARIS
Ecole doctorale 364 : Sciences fondamentales et appliquées

N° attribué par la bibliothèque



THÈSE

présentée et soutenue publiquement par

Christian LANGE

le 7 avril 2006

en vue de l'obtention du grade de **DOCTEUR** en

SCIENCES ET GÉNIE DES MATÉRIAUX

**ETUDE PHYSIQUE ET MODELISATION
NUMERIQUE DU PROCEDE DE SERTISSAGE
DE PIECES DE CARROSSERIE**

Directeurs de thèse : Eric FELDER, Elisabeth MASSONI

Jury

Messieurs	P. Y. MANACH	Rapporteur
	E. RAUCH	Rapporteur
	P. AUGER	Examineur
	M. BRUNET	Examineur
	E. FELDER	Examineur
Madame	E. MASSONI	Examineur
Monsieur	A. KANJI NANJI	Invité

Remerciements

Je tiens à remercier tout d'abord l'Ecole des Mines de Paris de m'avoir accueilli au CEMEF où j'ai passé trois années inoubliables de ma vie, tant sur le plan scientifique que sur le plan humain. Mes remerciements vont tout d'abord à mes deux directeurs de thèse, Eric FELDER et Elisabeth MASSONI qui m'ont suivi dans mes travaux et qui m'ont conseillé tout au long de cette thèse. Je tiens à saluer la pédagogie d'Elisabeth et les grandes qualités d'encadrement d'Eric qui pour moi incarne un modèle de rigueur scientifique. Grâce à sa logique constructive, il m'a permis de converger sur les points les plus bloquants. Merci également à mes encadrants de chez PSA, Patrice pour son sens aigu de l'organisation et pour la qualité de son encadrement, et Anis pour ses critiques constructives.

J'adresse ensuite mes remerciements aux personnes du CEMEF qui ont contribué à ce travail plus ou moins indirectement. Je salue la grande disponibilité et les compétences de Gilbert et de Suzanne auxquels je dois une grande partie des résultats expérimentaux. Merci aussi à Francis, non seulement pour sa bonne humeur mais aussi pour son aide précieuse concernant mes problèmes de maillage et de CAO. Je remercie également Tho que j'ai sollicité pour mes développements numériques. Je n'oublie pas de citer Alain, Marc, Eric, Simon, Jo de l'atelier pour leurs coups de pouce dans mes essais expérimentaux. Je tiens aussi à saluer la disponibilité de Manu, Carole, Anne-Marie et Valéry que j'ai souvent dû solliciter pour mes soucis informatiques. Je remercie Michel du groupe TMP pour ses remarques pertinentes et constructives, Marie-Françoise et Sylvie pour tous leurs services et Patrick pour ses conseils administratifs. Merci enfin à Nadine pour sa gentillesse et pour les nombreux services qu'elle a pu me rendre.

Je tiens à saluer aussi les contributions de mes collègues de PSA tant pour leur apport technique que pour la bonne ambiance de travail qu'ils ont suscité : Manu pour sa bonne humeur et ses compétences de terrain, Thierry le roi du « mouv' », Charles, Eric, Vincent, spécialistes des « farces et attrapes ». Merci aussi à Yannick, Evelyne, Jacky, Daniel et Gilbert. Merci à Valérie et Fabien de m'avoir recruté pour ce travail, à Guylaine de m'avoir accueilli dans son service. Enfin, je salue tout particulièrement Christine, responsable du service CEB qui a toujours été à mon écoute et qui a porté un vif intérêt à mon travail.

Mes remerciements vont ensuite à tous mes amis de la troupe de théâtre du « cousin d'Amérique », Aude, Fany, Laurent, Matthieu, Vanessa, Evelyne, Jérôme, Luisa, Danielle. Merci à vous de vous être prêtés au jeu qui a conduit à un franc succès (soyons modeste !) et qui constituera pour moi un vivier de souvenirs joyeux, de fous rires et de moments inoubliables. Je ne terminerai pas sans remercier tous mes amis de promo, Audrey, Carole, Elise, Julia, Juliette, Nico, Aurélien, les trois Olivier, Abla, Virginie, Magali, Cédric, Sylvain. Merci aussi à mon ami Mehdi parti chez Renault, Céline, Roxane, Véronique, Marianne ... et tout ceux que j'oublie ... Un clin d'œil spécial à mes compères de bureau, Céline, la marseillaise enracinée fan de l'OM, Mehdi incarnant la sagesse même du bureau et Arnaud.

Enfin, je tiens tout spécialement à remercier ma famille, mon grand-père, mes parents, ma mère qui m'a toujours soutenu dans mes études, ma sœur. Je souhaite aussi rendre un hommage particulier à mes trois grands parents disparus il y a déjà plus d'un an et à qui je souhaite dédier ce manuscrit. Merci enfin à toi Aude, qui m'aide quotidiennement à affronter les épreuves de la vie et qui me donne la volonté d'aller plus loin ...

Table des matières

Chapitre 1 - Introduction générale	1
1.1. <i>CONTEXTE GENERAL</i>	2
1.2. <i>LE PROCÉDE DE SERTISSAGE A PLAT (HEMMING)</i>	2
1.2.1. Le sertissage au sein du processus de fabrication des ouvrants.....	2
1.2.2. Les différents types de sertissage.....	5
1.2.3. Les différentes géométries des pièces serties.....	6
1.2.4. Les différentes technologies de sertissage.....	8
1.2.5. Les problèmes inhérents au procédé de sertissage.....	9
1.3. <i>ÉTUDES ANTERIEURES SUR LA SIMULATION NUMERIQUE DU SERTISSAGE</i>	11
1.4. <i>PROBLEMATIQUE ET OBJECTIFS DE LA THESE</i>	13
1.5. <i>PLAN DE L'ETUDE</i>	14
<i>REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES</i>	16
Chapitre 2 - Caractérisation rhéologique des tôles	19
2.1. <i>INTRODUCTION</i>	20
2.2. <i>NUANCES ETUDIÉES</i>	20
2.3. <i>CARACTERISATION RHEOLOGIQUE DES TOLES EN TRACTION UNI-AXIALE</i>	21
2.3.1. Détermination des courbes d'écrouissage.....	22
2.3.2. Analyse des déformations par corrélation d'images.....	25
2.3.3. Résultats des essais de traction et discussions.....	26
2.3.3.1. Caractéristiques mécaniques à basse vitesse.....	26
2.3.3.2. Prolongement des courbes d'écrouissage à basse vitesse.....	30
2.3.3.3. Etude de la sensibilité à la vitesse des tôles.....	31
2.3.3.4. Synthèse.....	32
2.4. <i>CARACTERISATION SEMI-EXPERIMENTALE PAR MICRODURETE</i>	33
2.4.1. Procédure de caractérisation expérimentale par microdureté.....	33
2.4.2. Analyse numérique des déformations plastiques.....	34
2.4.3. Résultats des essais sur les nuances étudiées.....	35
2.4.3.1. Profils de microdureté.....	35
2.4.3.2. Reconstruction des courbes d'écrouissage.....	36
2.4.3.3. Amélioration de la loi d'écrouissage pour les alliages d'aluminium.....	36
2.5. <i>CONCLUSIONS</i>	37
<i>REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES</i>	38
Chapitre 3 - Etude de la rhéologie des tôles en flexion et en pliage	39
3.1. <i>INTRODUCTION</i>	40
3.2. <i>MODELISATION DU COMPORTEMENT DES TOLES EN PLIAGE/DEPLIAGE</i>	41
3.2.1. Formalisme de base des lois en élasto-plasticité.....	41
3.2.2. Critères tridimensionnels de plasticité.....	44
3.2.2.1. Critère isotrope quadratique de von Mises.....	44
3.2.2.2. Critère anisotrope quadratique de Hill48.....	45
3.2.2.3. Autres critères anisotropes.....	46
3.2.3. Lois d'écoulement.....	48
3.2.3.1. Lois d'écrouissage isotrope.....	48
3.2.3.2. Lois d'écrouissage cinématique.....	49
3.2.3.3. Lois d'écrouissage combiné isotrope/cinématique.....	51
3.3. <i>CARACTERISATION EXPERIMENTALE DES TOLES EN PLIAGE/DEPLIAGE</i>	55
3.3.1. Essais de flexion quatre points alternés.....	55
3.3.1.1. Principe expérimental.....	55
3.3.1.2. Résultats expérimentaux.....	56

3.3.2. Essais de micro-plier/déplier	57
3.3.2.1. Principe expérimental	57
3.3.2.2. Résultats expérimentaux	59
3.4. SIMULATION DES ESSAIS DE FLEXION QUATRE POINTS	62
3.4.1. Comparaison entre les essais de traction et de flexion quatre points	62
3.4.2. Simulations de la flexion quatre points en écrouissage isotrope	63
3.4.2.1. Modèle éléments finis	63
3.4.2.2. Comparaisons entre l'expérience et la simulation	64
3.5. IDENTIFICATION A PARTIR DES ESSAIS DE MICRO-PLIAGE/DEPLIAGE	65
3.5.1. Introduction	65
3.5.2. Définition du problème d'identification	66
3.5.3. Méthode de minimisation de la fonction coût	66
3.5.3.1. Choix d'une méthode d'optimisation : algorithmes évolutionnaires	66
3.5.3.2. La stratégie d'évolution couplée à un « métamodèle »	67
3.5.4. Modèle éléments finis choisi et étude préliminaire de sensibilité	69
3.5.4.1. Modèle éléments finis	69
3.5.4.2. Etude préliminaire de sensibilité	70
3.5.5. Résultats de l'identification par méthode inverse	71
3.5.5.1. Identification des paramètres des lois d'écrouissage isotrope	71
3.5.5.2. Identification des paramètres des lois d'écrouissage combiné	75
3.6. CONCLUSIONS ET PERSPECTIVES	78
REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES	79
Chapitre 4 - Essais de sertissage et caractérisation du frottement	83
4.1. INTRODUCTION	84
4.2. ESSAIS DE LABORATOIRE SUR DES EPROUVETTES A BORD DROIT	84
4.2.1. Description du dispositif expérimental	84
4.2.2. Paramètres géométriques relatifs aux différentes étapes du procédé	85
4.2.2.1. Définition des paramètres relevés	85
4.2.2.2. Valeurs des paramètres géométriques avant présertissage	88
4.2.3. Résultats sur la géométrie finale des pièces et les forces résultantes	89
4.2.3.1. Géométrie des pièces après essais	89
4.2.3.2. Résultats des forces mises en jeu et analyse des contacts	90
4.2.3.3. Effet des dispersions expérimentales sur les géométries et les forces	94
4.2.4. Résultats sur les défauts de sertissage	96
4.2.4.1. Mesure des défauts de ligne en creux par microscopie optique	96
4.2.4.2. Etude de l'endommagement des sertis	97
4.2.5. Caractérisation du frottement en présertissage/sertissage	99
4.2.5.1. Introduction	99
4.2.5.2. Modèle analytique de détermination du coefficient de frottement	99
4.2.5.3. Calcul d'incertitude sur le coefficient de frottement apparent	101
4.2.5.4. Courbes de frottement pour les nuances étudiées	102
4.2.5.5. Conclusions sur la validité du modèle de frottement	105
4.3. ESSAIS SEMI-INDUSTRIELS SUR DES EPROUVETTES A BORD COURBE	105
4.3.1. Description de la sertisseuse hydraulique d'essai	105
4.3.2. Description des éprouvettes étudiées	106
4.3.3. Résultats expérimentaux	107
4.3.3.1. Enroulements après présertissage/sertissage	107
4.3.3.2. Résultats et analyse des forces mises en jeu	108
4.3.3.3. Frottement lame/peau pour les éprouvettes à bord droit	111
4.3.4. Extension de la détermination du frottement pour les cas courbes	111
4.3.4.1. Détermination analytique du frottement	111
4.3.4.2. Application au présertissage/sertissage des pièces à bord courbe	114
4.3.4.3. Discussion sur le choix des valeurs du coefficient de frottement	117
4.4. CONCLUSIONS	117
REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES	119

Chapitre 5 - Outils numériques utilisés pour la simulation du sertissage	121
5.1. INTRODUCTION.....	122
5.2. MODELE MECANIQUE DE SIMULATION DU SERTISSAGE	122
5.2.1. Hypothèses fondamentales de la théorie des coques.....	122
5.2.2. Application au calcul 2D du sertissage en flexion pure	124
5.2.3. Algorithme d'évolution de la déformée au présertissage	125
5.2.4. Amélioration du calcul de la déformée de la peau	127
5.2.5. Possibilités et limitations du modèle.....	128
5.3. PRESENTATION DES CODES D'ELEMENTS FINIS UTILISES	130
5.3.1. Description du problème mécanique.....	130
5.3.1.1. Formulation générale du problème mécanique.....	130
5.3.1.2. Equations du problème mécanique.....	131
5.3.2. Formulation et résolution du problème dans OPTRIS v6.1	134
5.3.2.1. Formulation faible classique à un champ (vitesse).....	134
5.3.2.2. Discrétisation spatiale	135
5.3.2.3. Application à l'élément coque de Belytschko-Tsay	135
5.3.2.4. Intégration temporelle explicite.....	139
5.3.2.5. Gestion du contact par la méthode des multiplicateurs de Lagrange.....	141
5.3.2.6. Procédure de maillage adaptatif	142
5.3.3. Formulation et résolution du problème dans FORGE2®/FORGE3®	144
5.3.3.1. Formulation faible à deux champs (vitesse/pression).....	144
5.3.3.2. Discrétisation spatiale par éléments finis	144
5.3.3.3. Discrétisation temporelle et résolution du problème	148
5.3.3.4. Gestion du contact par la méthode de pénalisation.....	150
5.3.3.5. Critères de remaillage automatique	151
5.3.4. Intégration de la loi de comportement élasto-plastique.....	152
5.3.4.1. Etat de l'art des modèles rhéologiques disponibles dans les codes.....	152
5.3.4.2. Formulation continue de l'écroutissage mixte de Lemaître Chaboche	152
5.3.4.3. Résolution incrémentale dans FORGE2® en déformations planes	154
5.3.4.4. Validation en traction/compression planes dans FORGE2®	159
5.4. CONCLUSIONS	162
REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES.....	163
Chapitre 6 - Simulations numériques du sertissage de pièces à bord droit	167
6.1. INTRODUCTION.....	168
6.2. MODELISATIONS DU PROCEDE DE SERTISSAGE PAR ELEMENTS FINIS.....	168
6.2.1. Modélisation 2D dans FORGE2® par des éléments volumiques	168
6.2.1.1. Définition	168
6.2.1.2. Condition de respect de la loi de frottement de Coulomb.....	169
6.2.1.3. Choix de la taille de maille.....	171
6.2.2. Modélisation 3D dans OPTRIS v6.1 par des éléments coques	172
6.2.2.1. Définition	172
6.2.2.2. Respect de la loi de frottement de Coulomb.....	173
6.2.2.3. Choix du niveau maximal de raffinement dans le rayon de tombage	174
6.3. COMPARAISON DES DIFFERENTES MODELISATIONS DE SERTISSAGE	176
6.3.1. Paramétrage des simulations	176
6.3.2. Résultats numériques	177
6.3.3. Interprétations et synthèse des résultats	181
6.3.3.1. Comparaison entre les champs de déformation	181
6.3.3.2. Evaluation de la pertinence de la simulation préalable du tombage	184
6.3.3.3. Discussions et synthèse des résultats.....	185
6.4. ANALYSE DE SENSIBILITE DE L'ENROULEMENT EN SIMULATION	186
6.4.1. Sensibilité à chaque paramètre.....	186
6.4.1.1. Définition	186
6.4.1.2. Application au sertissage de l'éprouvette en Al 6016 DR100	187
6.4.2. Sensibilité globale et corrélation entre les essais et les calculs.....	190
6.4.2.1. Définition et détermination du spectre des enroulements.....	190
6.4.2.2. Application aux différentes nuances étudiées.....	191
6.5. EFFET DES LOIS D'ECROUISSAGE COMBINE EN SIMULATION DE SERTISSAGE	192
6.5.1. Analyse locale de la nature des sollicitations.....	193
6.5.2. Résultats des lois d'écroutissage combiné en simulation de sertissage.....	196

6.6. SIMULATION NUMERIQUE DE L'ENDOMMAGEMENT EN SERTISSAGE	199
6.6.1. Introduction et enjeu de l'étude	199
6.6.2. Mécanismes physiques de l'endommagement ductile	199
6.6.3. Modélisation de l'endommagement.....	200
6.6.3.1. Choix du modèle d'endommagement.....	200
6.6.3.2. Le modèle d'endommagement de Lemaître couplé à la plasticité.....	201
6.6.3.3. Méthode de résolution numérique par couplage faible.....	203
6.6.4. Identification des paramètres du modèle d'endommagement.....	205
6.6.4.1. Méthode d'identification	205
6.6.4.2. Résultats de l'identification.....	205
6.6.5. Application à la simulation numérique du sertissage.....	208
6.6.6. Synthèse sur la prédiction des criques en sertissage	210
6.7. CONCLUSIONS SUR LA CONTRIBUTION A LA SIMULATION DU SERTISSAGE	210
REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES	212
Chapitre 7 - Application à la simulation du sertissage de pièces à bord courbe.....	215
7.1. INTRODUCTION.....	216
7.2. PROCEDURE DE SIMULATION DES ESSAIS SEMI-INDUSTRIELS.....	216
7.2.1. Maillage initial et remaillage adaptatif des tôles.....	216
7.2.2. Méthode de simulation du tombage/présertissage/sertissage	217
7.2.3. Coefficients des lois de comportement adoptées	218
7.2.3.1. Caractéristiques physiques des tôles.....	218
7.2.3.2. Coefficients d'anisotropie pour le critère de Hill48	219
7.2.3.3. Coefficients des lois d'écrouissage isotrope.....	219
7.2.3.4. Coefficients de la loi d'écrouissage combiné de Lemaître Chaboche	221
7.2.4. Coefficients de frottement de Coulomb adoptés	221
7.3. RESULTATS NUMERIQUES	222
7.3.1. Etude de sensibilité de la solution au raffinement utilisé.....	222
7.3.2. Contribution de la sensibilité à la vitesse de l'acier E220BH	225
7.3.3. Contribution de l'écrouissage combiné.....	227
7.3.4. Discussion et réajustement des coefficients de frottement.....	230
7.4. CONCLUSIONS	234
REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES	235
Chapitre 8 - Conclusion générale et perspectives.....	237
REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES.....	240
Annexe A - Synthèse bibliographique de l'influence des paramètres du sertissage sur les défauts et les forces résultantes.....	1
A.1. ETUDE D'INFLUENCE EXPERIMENTALE	1
A.1.1. Influence des paramètres géométriques	1
A.1.2. Influence des paramètres du procédé	4
A.2. ETUDE D'INFLUENCE EN SIMULATION.....	5
A.2.1. Influence des paramètres relatifs aux matériaux	5
A.2.2. Résultats numériques sur la prédiction de l'enroulement.....	6
A.2.3. Résultats numériques sur la prédiction des défauts d'aspect.....	9
Annexe B - Compléments sur les essais de traction uni-axiale.....	11
B.1. DETERMINATION DE LA COURBE D'ECROUISSAGE A BASSE VITESSE	11
B.2. COEFFICIENTS DES LOIS D'ECROUISSAGE IDENTIFIES A BASSE VITESSE.....	12
B.3. CARACTERISATION DE L'ANISOTROPIE DES TOLES EN TRACTION.....	13
Annexe C - Modèle de dépouillement des courbes de flexion 4 points	15
C.1. GEOMETRIE DE L'ESSAI.....	15
C.2. METHODE DE DEPOUILLEMENT DES COURBES DE FLEXION 4 POINTS.....	15

Annexe D - Résultats des essais de pliage/dépliage sur plusieurs cycles.....	20
Annexe E - Compléments sur les essais de présertissage/sertissage.....	21
<i>E.1. LE TOMBAGE DE BORD DES PIÈCES</i>	<i>21</i>
<i>E.2. PARAMÈTRES GÉOMÉTRIQUES RELEVÉS APRES ESSAIS SEMI-INDUSTRIELS</i>	<i>23</i>
E.2.1. Paramètres géométriques mesurés.....	23
E.2.2. Paramètres relatifs aux réglages du procédé.....	24
E.2.3. Synthèse des valeurs des paramètres géométriques et process.....	26
Annexe F - Identification des coefficients de la loi d'érouissage combiné pour l'acier E220BH utilisée dans OPTRIS v6.1.....	30
Annexe G - Valeurs des paramètres géométriques calculées par les simulations du sertissage des pièces à bord courbe.....	32
<i>REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES</i>	<i>36</i>

Table des principales notations

\mathbf{u}	: champ de déplacement
\mathbf{v}	: champ de vitesse
$\boldsymbol{\gamma}$: champ d'accélération
$\boldsymbol{\varepsilon}$: tenseur (symétrique) des petites déformations
$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}$: tenseur des vitesses de déformation totale
$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^p$: tenseur des vitesses de déformation plastique
$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^e$: tenseur des vitesses de déformation élastique
$\dot{\bar{\varepsilon}}_p$: vitesse de déformation plastique équivalente
$\bar{\varepsilon}_p$: déformation plastique équivalente cumulée
A_r	: allongement maximal à la rupture en traction
(r_0, r_{45}, r_{90})	: coefficients d'anisotropie dans le sens 0° , 45° et 90° de la tôle
$(\boldsymbol{\varepsilon}_I, \boldsymbol{\varepsilon}_{II}, \boldsymbol{\varepsilon}_{III})$: déformations principales
$\boldsymbol{\sigma}$: tenseur des contraintes de Cauchy
$(\boldsymbol{\sigma}_I, \boldsymbol{\sigma}_{II}, \boldsymbol{\sigma}_{III})$: contraintes principales
\mathbf{s}	: tenseur déviateur des contraintes
p	: pression hydrostatique
$\bar{\sigma}$: contrainte équivalente
σ_0	: contrainte d'écoulement plastique
R_e	: limite élastique
R_m	: résistance à la traction
K	: consistance
n	: indice d'écrouissage
m	: indice de sensibilité à la vitesse
$\bar{\varepsilon}_0$: déformation seuil
\bar{R}	: coefficient d'adoucissement dans la loi intermédiaire
$\dot{\bar{\varepsilon}}_0$: vitesse de déformation seuil
H_v	: dureté Vickers
E	: module d'Young
ν	: coefficient de Poisson
μ	: coefficient de Lamé

χ	: coefficient de compressibilité
ρ	: masse volumique
$\bar{f}(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{X}, \bar{\boldsymbol{\varepsilon}}_p, \dot{\bar{\boldsymbol{\varepsilon}}}_p)$: équation de la surface de charge
\mathbf{X}	: tenseur d'écrouissage cinématique
(C_0, γ)	: coefficients de la loi d'évolution du tenseur cinématique (loi de Lemaître Chaboche)
R	: variable d'écrouissage isotrope
(R_{sat}, C_R)	: coefficients de la loi d'évolution de la variable isotrope
Δt	: pas de temps
TM	: taille de maille
$\dot{\lambda}$: multiplicateur plastique (≥ 0)
$\Delta \lambda$: incrément de déformation plastique équivalente cumulée (≥ 0)
λ_l	: multiplicateur de Lagrange (> 0)
ρ_c	: coefficient de pénalisation (> 0)
β	: coefficient pondérateur de l'écrouissage cinématique dans le modèle de Hughes
\mathbf{v}_g	: vecteur vitesse de glissement relative entre la pièce et les outils
f_{app}	: coefficient de frottement apparent au sens de Coulomb
f	: coefficient de frottement de Coulomb constant
$\mathbf{F} = (F_x, F_y, F_z)$: force appliquée sur la tôle ou la peau
D	: variable d'endommagement de Lemaître
D_c	: variable d'endommagement de Lemaître critique
$\bar{\boldsymbol{\varepsilon}}_D$: déformation plastique d'initiation de l'endommagement
\mathbf{T}	: vecteur contrainte exercé à la frontière du domaine
σ_n	: contrainte normale de contact
σ_t	: contrainte tangentielle de contact
$\boldsymbol{\theta}$: vecteur rotation
M	: moment de flexion
C	: courbure locale de la surface moyenne de la tôle
R_c	: rayon de courbure local de la surface moyenne associé à la courbure C
R_{ext}	: rayon de courbure local de la surface externe de la tôle en extension
R_{int}	: rayon de courbure local de la surface intérieure de la tôle en compression
e	: épaisseur de tôle
\mathbf{v}_{out}	: vitesse de l'outil
\mathbf{C}	: module tangent continu
\mathbf{C}^d	: module tangent discret

\mathbf{I}	: tenseur identité d'ordre 2
$\bar{\mathbf{I}}$: tenseur identité d'ordre 4
ϕ	: fonction coût (erreur au sens des moindres carrés en %)
h_t	: hauteur de bord tombé
R_t	: rayon de tombage
R_{sh}	: rayon de courbure du bord de la pièce à sertir
J	: jeu entre la tôle et la matrice au cours du tombage
θ_p	: angle entre l'horizontale et le bord de la peau rabattue après présertissage
θ_t	: angle d'ouverture après tombage et retrait des outils de tombage
e_s	: épaisseur finale de serti après retrait de la lame de sertissage
A_d	: amplitude du défaut de ligne en creux
E_p	: enroulement après présertissage et retrait de la lame de présertissage
E_s	: enroulement après sertissage et retrait de la lame de sertissage
E_m	: valeur moyenne de l'enroulement sur plusieurs essais (après présertissage ou sertissage)

Chapitre 1

Introduction générale

Sommaire

<i>1.1. CONTEXTE GENERAL</i>	2
<i>1.2. LE PROCEDE DE SERTISSAGE A PLAT (HEMMING)</i>	2
1.2.1. Le sertissage au sein du processus de fabrication des ouvrants	2
1.2.2. Les différents types de sertissage	5
1.2.3. Les différentes géométries des pièces serties	6
1.2.4. Les différentes technologies de sertissage	8
1.2.5. Les problèmes inhérents au procédé de sertissage	9
<i>1.3. ETUDES ANTERIEURES SUR LA SIMULATION NUMERIQUE DU SERTISSAGE</i>	11
<i>1.4. PROBLEMATIQUE ET OBJECTIFS DE LA THESE</i>	13
<i>1.5. PLAN DE L'ETUDE</i>	14
<i>REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES</i>	16

1.1. Contexte général

Face à une concurrence de plus en plus forte sur le marché automobile mondial, la réduction des coûts et des délais de conception est devenue un axe majeur de développement chez les constructeurs. Afin de maintenir un haut niveau de qualité et de robustesse tout en assurant l'innovation du style et de la technologie, les industries automobiles introduisent régulièrement de nouveaux moyens de production et de nouvelles nuances de tôles pour atteindre les objectifs de faisabilité et de productivité requis. La volonté de réduction du poids des véhicules est devenue non seulement un enjeu compétitif important, mais aussi une contrainte environnementale suite aux accords de Kyoto sur la réduction des gaz à effet de serre.

Face à ces besoins, la simulation numérique des procédés de mise en forme est devenue un outil incontournable. Elle permet d'économiser un temps considérable dans la phase amont d'un projet afin de garantir la faisabilité des pièces ou la mise au point d'un nouveau procédé de mise en forme innovant. En effet, l'objectif de la simulation est de diminuer le nombre de campagnes expérimentales sur prototypes ou sur éprouvettes, jugées trop longues et trop coûteuses. C'est dans les années 80 que les industriels commencent à s'y intéresser. Durant les dix dernières années, les simulations par éléments finis ont considérablement évolué dans le domaine de la mise en forme de tôles métalliques. Les modèles de simulation sont sans cesse améliorés suite à des exigences de plus en plus grandes de la part des constructeurs automobiles qui veulent voir porter les fruits de leur investissement dans ce domaine. Ils réclament alors des prédictions de plus en plus fines.

La simulation numérique du procédé de sertissage à plat en est un bon exemple. C'est vers 1986 que l'on commence à s'intéresser à la simulation de ce procédé par éléments finis, l'objectif étant d'améliorer la qualité finale des pièces [1]. Le sertissage est une technique d'assemblage à froid de tôles métalliques utilisée dans l'industrie automobile pour la mise en forme des ouvrants comme les portières, les volets ou les capots. Il constitue une étape majeure dans le processus de fabrication des véhicules puisqu'il termine généralement l'assemblage des pièces extérieures d'ouvrants, exposées directement au regard du client. L'amélioration des modèles de calcul de sertissage s'inscrit alors dans une politique de qualité afin de prévoir le dimensionnement exact des pièces. Le procédé ainsi que les problèmes générés sont détaillés au paragraphe suivant.

1.2. Le procédé de sertissage à plat (*hemming*)

1.2.1. Le sertissage au sein du processus de fabrication des ouvrants

Le sertissage est une méthode de mise en forme des ouvrants permettant d'assembler deux composants métalliques emboutis en repliant le bord de la tôle extérieure (ou peau) sur le panneau intérieur (ou doublure). La figure 1.1 ci-après montre une vue générale de la caisse en blanc du véhicule Peugeot 307 ainsi que les différents ouvrants en vue assemblée et en vue éclatée. On distingue trois types de pièces métalliques constituant les ouvrants :

- les pièces de peau constituant les panneaux extérieurs des ouvrants directement visibles par le client,
- les pièces de renfort permettant de rigidifier la structure,
- les pièces de doublure composant le panneau intérieur et permettant par exemple le garnissage intérieur des côtés de portes.

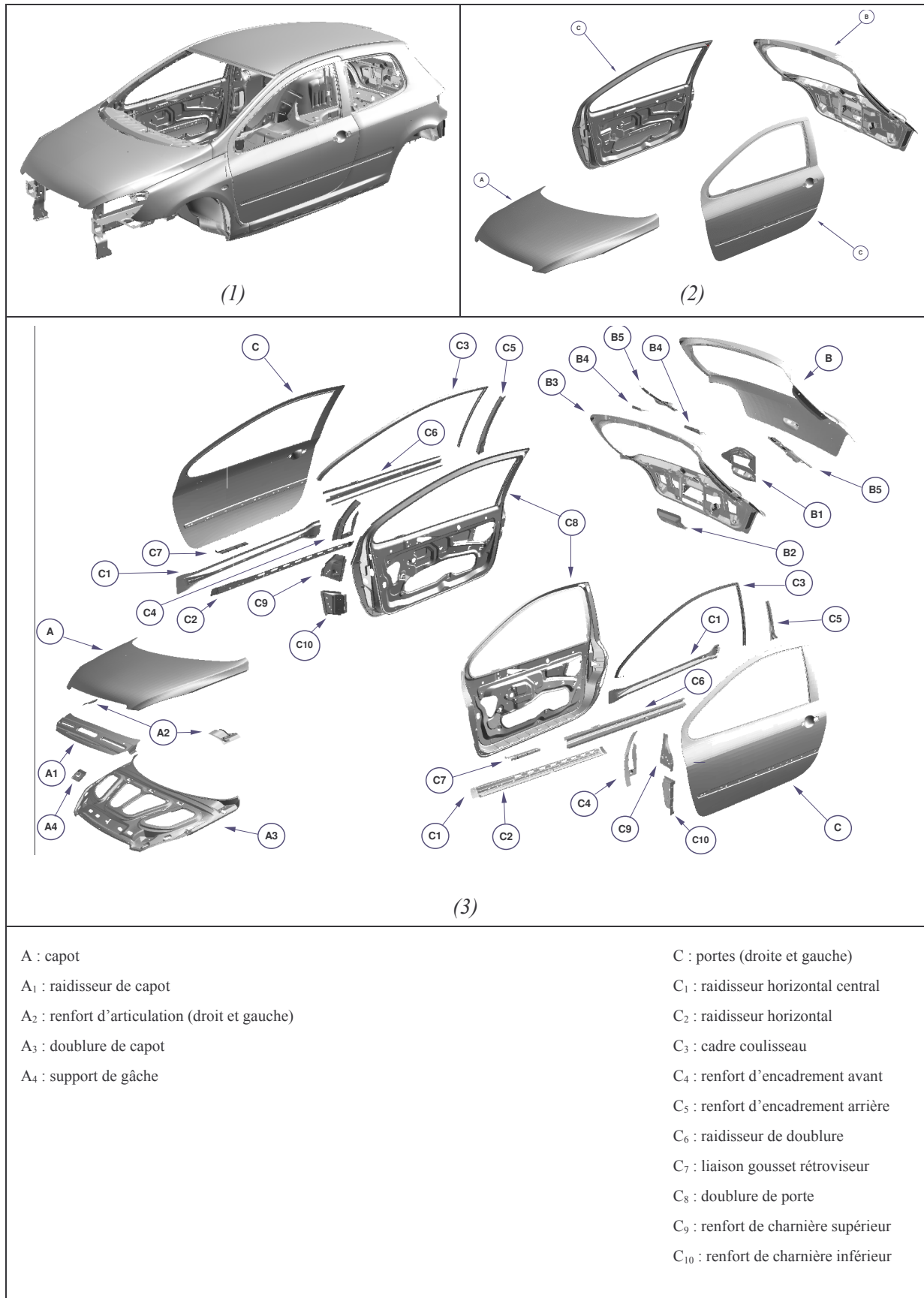


Fig. 1.1. Caisse en blanc du véhicule Peugeot 307 (1) et vue des ouvrants assemblés (2) et démontés (3) montrant les différentes pièces métalliques.

Afin de resituer le sertissage dans le processus de fabrication des ouvrants, la figure 1.2 résume les différents procédés de mise en forme suivis par la tôle depuis sa réception jusqu'à la fabrication de l'ouvrant avant son introduction sur les lignes d'assemblage. Chaque pièce est obtenue après emboutissage de tôles. Les pièces formant la partie interne des ouvrants (doublures, renforts) sont d'abord assemblées entre elles. L'opération finale réside dans l'assemblage entre la pièce de peau et la partie interne assemblée au préalable.

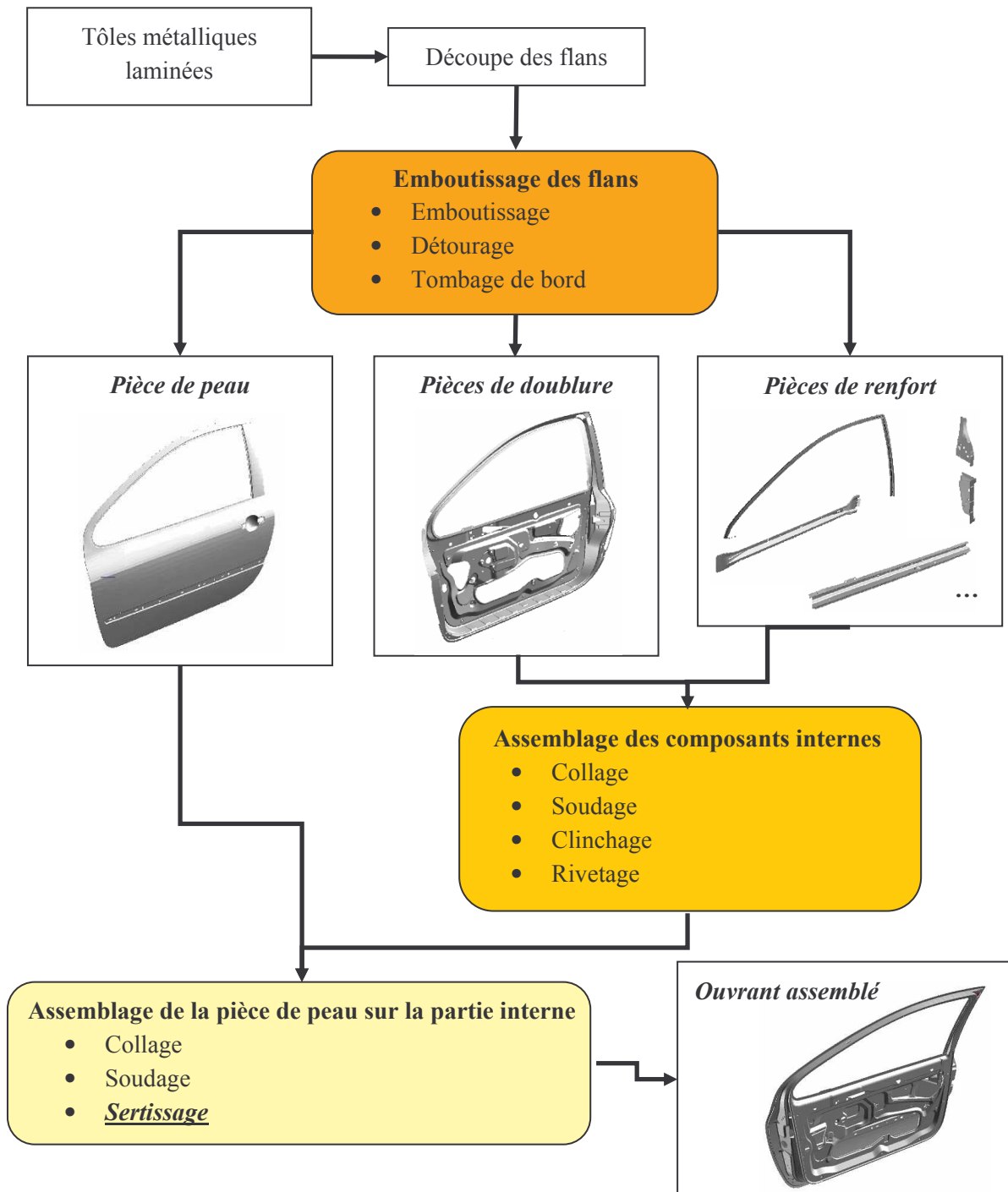


Fig. 1.2. Les différentes étapes du processus de fabrication industrielle des ouvrants : cas de la portière de la Peugeot 307.

1.2.2. Les différents types de sertissage

Le sertissage est une méthode d'assemblage par déformation plastique à froid qui permet d'assembler deux panneaux métalliques emboutis en repliant le bord de la tôle extérieure (appelée peau) sur le panneau intérieur (nommé doublure). L'avantage de ce procédé réside dans l'existence d'une jonction continue entre les pièces apportant une certaine qualité d'aspect des pièces finales assemblées. Il n'existe pas de discontinuité visible comme pour les cordons de soudures ou les points de soudures utilisés plutôt pour l'assemblage de pièces intérieures non directement visibles dans l'état assemblé sur le véhicule. Cependant, un serti est moins résistant qu'un joint soudé, mais il est possible de déposer au préalable un adhésif sur les tôles afin de renforcer la pièce finale assemblée. La figure 1.3 présente les différentes géométries de sertis rencontrées. On trouve principalement deux types de sertis sur les ouvrants : les sertis à plat et le serti en goutte d'eau.

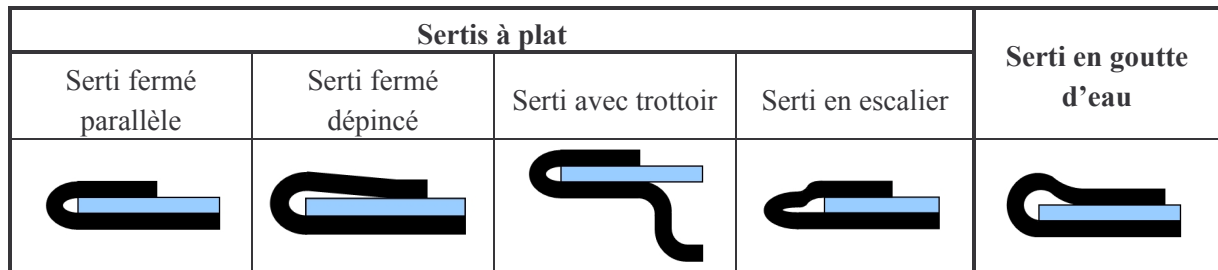


Fig. 1.3. Les différentes géométries de sertis rencontrées dans l'industrie automobile (peau en noir et doublure en bleu).

Le sertissage à plat est le plus répandu dans la mise en forme des ouvrants et fait l'objet de l'étude. La figure 1.4 illustre ce type de sertissage où les opérations successives suivies par la tôle sont explicitées comme suit :

- le tombage au cours duquel le bord de la tôle extérieure (peau) est replié à 90° sur une hauteur h_t , avec un rayon de courbure (interne) R_t appelé rayon de tombage. Cette étape fait plus spécifiquement partie de l'opération d'emboutissage précédant le sertissage,
- le présertissage actuellement réalisé par une lame inclinée à 45° sur le plan de la tôle,
- le sertissage réalisé par descente d'une lame de surface parallèle au plan de la tôle.

La décomposition de l'opération de sertissage en deux étapes (présertissage et sertissage) a été formulée par Hishida et Sato [1]. Cette technologie a été reprise par Muderrisoglu et al. [2] qui ont travaillé sur l'amélioration des paramètres du procédé afin de réduire les défauts de sertissage (voir paragraphe suivant). Différentes variantes ont notamment été proposées en modifiant l'inclinaison de la lame de présertissage, la trajectoire des lames (horizontale, verticale, circulaire) afin d'observer leur impact sur les défauts [3]. Par ailleurs, Gargrave [4] a adapté un montage initial de flexion au sertissage de tôles. Le tombage de bord étant réalisé dans un premier temps, le principe consiste à effectuer le présertissage et le sertissage en un seul et même mouvement de rotation d'une lame initialement orientée à 45°. Ces variantes conservent néanmoins la même géométrie des outils que pour le sertissage à plat classique présenté sur la figure 1.4.

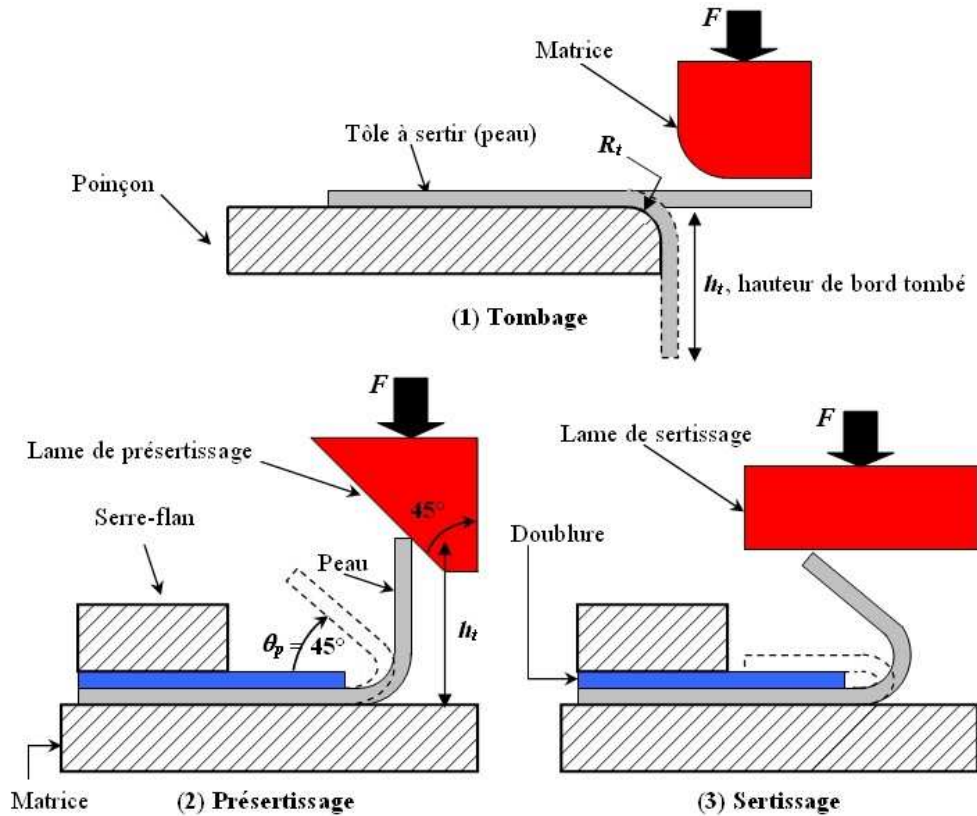


Fig. 1.4. Schéma de principe du tombage de bord (1) et du procédé de sertissage à plat réalisé en deux étapes : le présertissage (2) et le sertissage (3).

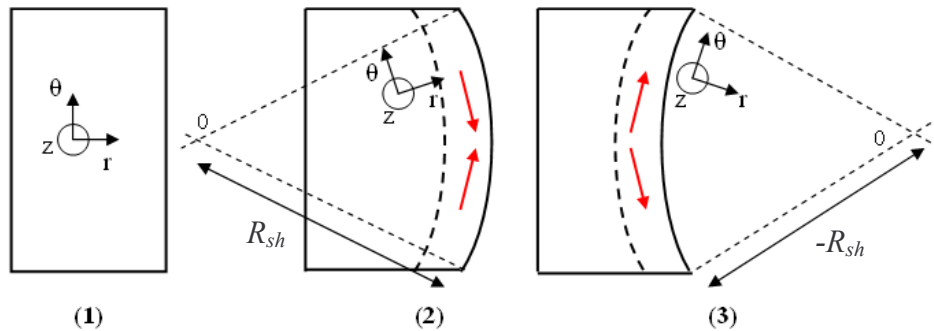
En outre, Wolff [5] ainsi que Muraka et Miyoka [6] ont étudié et proposé un autre type de sertissage : il s'agit de la technique de sertissage en goutte d'eau réalisée en trois étapes de façon similaire au sertissage à plat, mais utilisant des lames à bord curviligne. Le serti en goutte d'eau obtenu diffère du serti à plat classique par la présence d'un bourrelet (voir figure 1.3). L'intérêt de ce procédé par rapport au sertissage à plat est de réduire la courbure de la zone critique et de diminuer ainsi les déformations plastiques résiduelles afin d'éviter la rupture. Ce type de sertissage a donc été principalement appliqué pour des nuances de tôles en alliage d'aluminium dont la ductilité est plus réduite que pour les aciers.

1.2.3. Les différentes géométries des pièces serties

Les bords tombés des pièces réelles de peau peuvent présenter localement différentes géométries en raison de la complexité de la forme générale des ouvrants. On distingue globalement deux types de zones en fonction de la géométrie locale de la pièce : les zones plates et les zones galbées. Les pièces plates peuvent être à bord droit, courbe en rétreint ou courbe en allongement. La figure 1.5 illustre les trois cas et présente les différentes géométries de tôles avant tombage en vue de dessus. Le fond de la pièce reste plat alors que le bord tombé peut présenter une courbure locale. Les traits pleins délimitent la tôle tandis que les traits en pointillés délimitent le bord de tôle tombé à 90° .

Les flèches rouges indiquent les déformations plastiques latérales de rétreint ou d'allongement présentes au cours du procédé.

a) Flans avant tombage



b) Pièces à bord courbe après tombage et modes de déformation des éléments de tôles

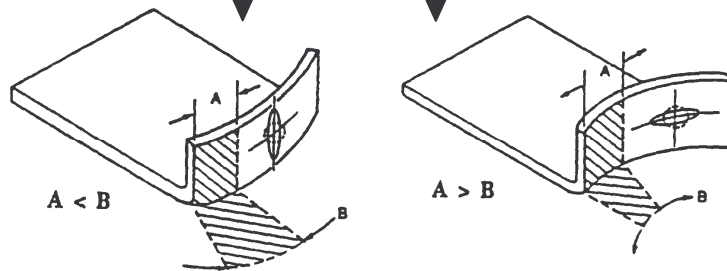


Fig. 1.5. Géométries des bords tombés de pièces plates : pièce à bord droit (1), pièce à bord en rétreint (2) et pièce à bord en allongement (3).

- la pièce à bord droit (1) présente un bord rectiligne. Les déformations sont planes dans le plan (r,z) . C'est le cas standard le plus simple,
- la pièce à bord en rétreint (2) présente un bord convexe de rayon de courbure constant $R_{sh} > 0$. Le bord tombé est soumis à un flambage latéral pouvant entraîner des replis,
- la pièce à bord en allongement (3) présente un bord concave de rayon de courbure constant $R_{sh} < 0$. A l'opposé de l'éprouvette en rétreint, le bord tombé a tendance à être soumis à une extension latérale.

A la différence des pièces plates, les pièces galbées ne présentent pas de fond plat, ce dernier pouvant présenter une courbure locale (galbe). Le galbe peut être positif ou négatif. Les bords tombés des pièces réelles sont donc une combinaison de zones plates et galbées décomposées en bords rectilignes ou en bords courbes en allongement ou en rétreint.

1.2.4. Les différentes technologies de sertissage

On distingue trois technologies de sertissage :

- La première est le sertissage à table ouverte illustré sur la figure 1.6 et réalisé grâce à une sertisseuse hydraulique ou une sertisseuse électrique. Cette dernière est très largement utilisée aujourd'hui en production. Elle implique la présence d'une matrice et de lames spécifiques au sertissage d'un type d'ouvrant bien particulier. Cette technologie est aujourd'hui la plus répandue dans le groupe. Elle est utilisée pour le sertissage à plat ou pour le sertissage en goutte d'eau vus précédemment. Son avantage est de permettre une cadence de production élevée, les vitesses de descente des lames étant de l'ordre de la dizaine de mm/s. Le principal inconvénient de ce procédé est son manque de flexibilité en raison d'un seul type de pièce pouvant être serti.

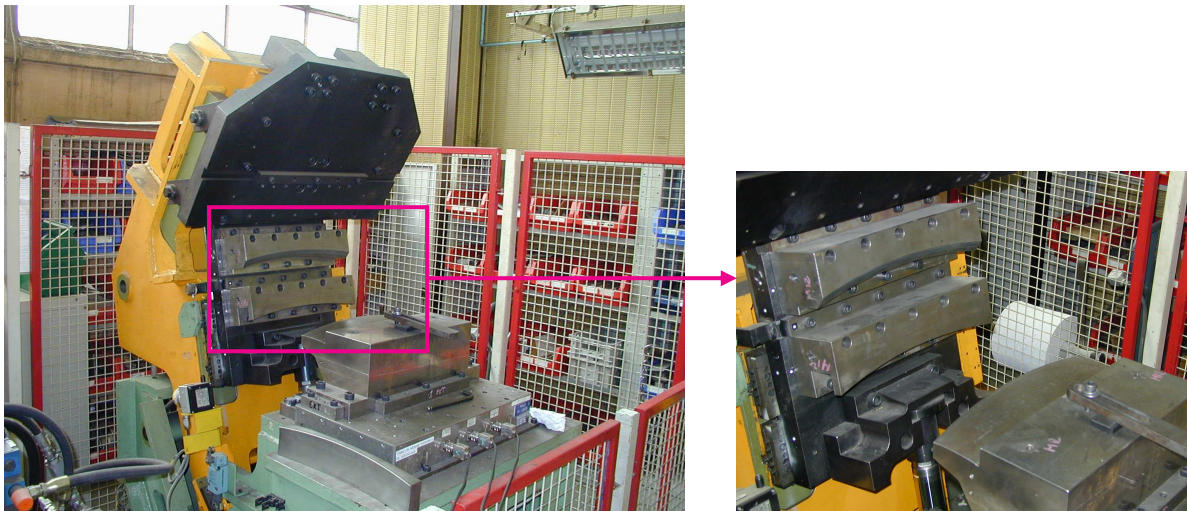


Fig. 1.6. Sertisseuse hydraulique d'essais utilisée chez MXP/CEB/MMF, PSA Peugeot Citroën.

- La deuxième grande classe de techniques de sertissage est le sertissage sous presse réalisé au moyen d'un outil d'emboutissage classique. Cette technologie, moins fréquente que la précédente, a l'avantage de supporter des efforts très importants et d'être utilisée pour le sertissage de plusieurs types de pièces. Mais les pièces d'ouvrants ne peuvent pas toutes être serties de cette façon en raison de leur complexité de forme. La possibilité de réduire les deux étapes de présertissage et de sertissage en une seule opération a été proposée dans [7] grâce à l'utilisation d'un seul et même poinçon d'emboutissage. Le présertissage et le sertissage sont alors réalisés en un seul mouvement vertical de poinçon avec une géométrie particulière de la matrice. Ce procédé permet des cadences rapides.
- Enfin, le sertissage à la molette est réalisé grâce à un robot programmable au bout duquel est fixé un galet se déplaçant le long du bord de la pièce à serti. Ce procédé est illustré sur la figure 1.7. L'avantage principal de cette technique est sa grande flexibilité en raison de l'absence de matrice et de lames spécifiquement conçues pour un seul et même type de pièces.

Ce moyen peut donc être utilisé pour plusieurs pièces. Son principal inconvénient est sa faible cadence, réduisant ses possibilités d'utilisation pour la production en grande série.

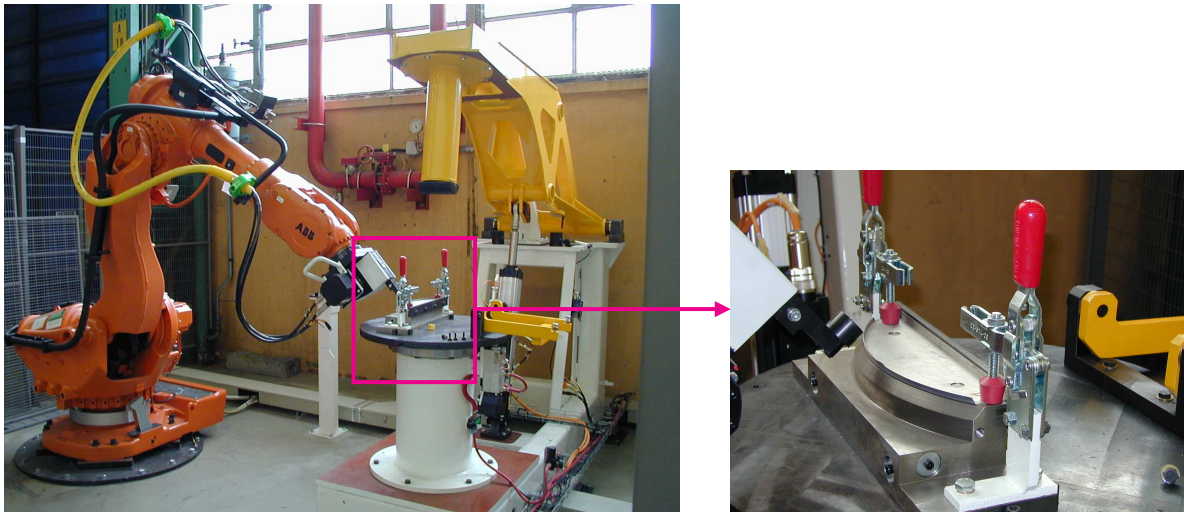


Fig. 1.7. Robot de sertissage à la molette utilisé pour les essais chez MXP/CEB/MMF, PSA Peugeot Citroën.

1.2.5. Les problèmes inhérents au procédé de sertissage

Le sertissage pose plusieurs problèmes couramment observés sur des tôles serties en acier ou en alliage d'aluminium :

- l'enroulement, bien qu'il ne nuit pas à l'esthétique du véhicule, est un problème géométrique car il modifie et rend de ce fait imprécises les dimensions finales de la pièce sertie. On voit déjà l'intérêt de disposer d'une simulation numérique fiable pour prédire cette valeur et maîtriser par exemple les valeurs des cotes d'affleurement, entre une portière et un côté d'habitacle. Comme le montre la figure 1.8, il s'agit plus précisément d'un retrait de matière apparaissant en cours de procédé. Il se déduit de la mesure directe des cotes des éprouvettes L_t et L_s grâce à un pied à coulisse.

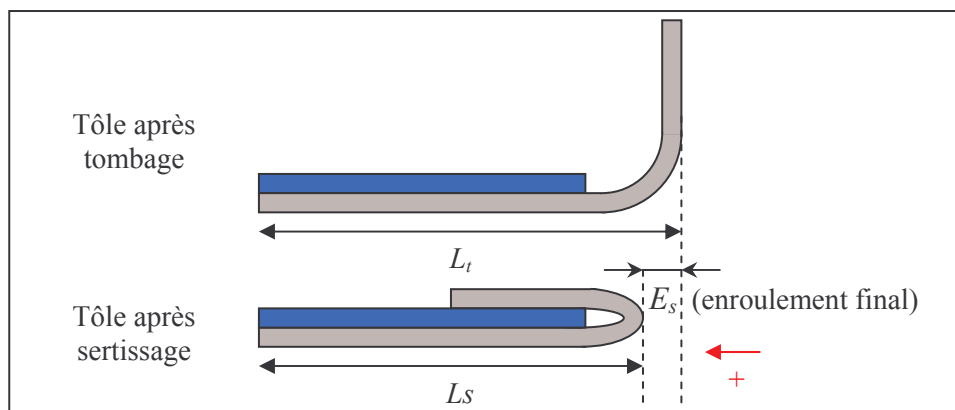


Fig. 1.8. Définition de l'enroulement final (après sertissage) et convention de signe adoptée : $E_s > 0$: enroulement, $E_s < 0$: déroulement.

- les défauts d'aspect visibles à l'œil nu ou par diffractométrie sont des défauts qui nuisent à la qualité esthétique du véhicule. Hishida et Sato [1] ont analysé qualitativement et quantitativement ce type de défaut et distinguent le *défaut de ligne en creux* apparaissant après sertissage. Afin de le quantifier, ils ont défini deux grandeurs, à savoir *sa profondeur* et *sa déflexion* (voir figure 1.9). La déflexion dépend essentiellement de la décharge élasto-plastique de la tôle après sertissage tandis que le défaut de ligne en creux est dû à un flambage local de la peau sous la doublure qui se soulève. L'ordre de grandeur de la déflexion est la centaine de microns tandis que la profondeur du défaut de ligne en creux peut avoisiner la dizaine de microns pour des tôles en acier serties.

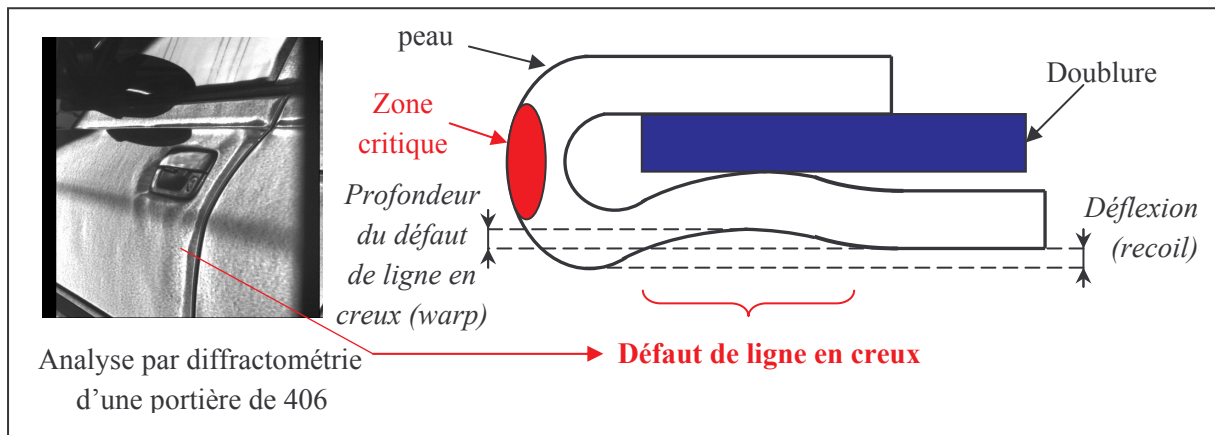


Fig. 1.9. Mise en évidence des défauts d'aspect et définition des paramètres géométriques les quantifiant [1].

- des replis et des déchirures peuvent apparaître sur la surface du bord tombé au cours du présertissage de pièces à bord courbe (voir figure 1.10). D'une part, l'existence de contraintes latérales de compression dans les pièces à bord en rétreint (voir figure 1.5) entraînent un flambage qui se manifeste par l'apparition de plis pouvant être atténués au stade du sertissage, lors de l'écrasement final du serti par la lame de sertissage [8]. D'autre part, les contraintes latérales d'extension apparaissant dans les pièces à bord en allongement peuvent parfois entraîner des déchirures mais ce phénomène, plus rare, n'est visible que pour de très fortes courbures du bord. Ces derniers défauts posent en général moins de problèmes car ils apparaissent sur la surface du bord tombé rabattue sur la doublure et ne sont donc pas directement visibles sur la carrosserie extérieure.

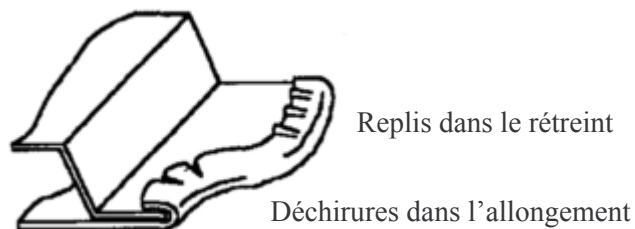


Fig. 1.10. Mise en évidence des déchirures et des replis dans les pièces à bord courbe [8].

D'autres défauts s'ajoutant à ceux mentionnés plus haut peuvent apparaître sur les tôles serties en alliage d'aluminium. Ce matériau ayant une ductilité plus faible que celle de l'acier, les fortes déformations subies par la tôle dans la zone critique définie figure 1.9 provoquent l'ouverture du métal aux joints de grain. Ce phénomène communément qualifié d'effet de « peau d'orange » peut parfois conduire à la fissuration locale de la tôle à cet endroit (voir figure 1.11). Le sertissage en goutte d'eau vu précédemment s'avère donc intéressant dans ce cas pour contourner le problème et éviter l'apparition de criques.

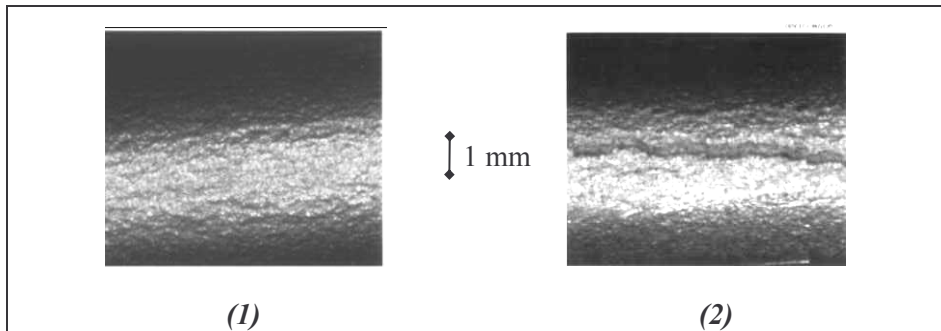


Fig. 1.11. Photos illustrant l'ouverture des joints de grain (1) pouvant conduire parfois à la fissuration (2) dans une tôle sertie en alliage d'aluminium (données PSA Peugeot Citroën).

Différents auteurs tels que Livatyali et al. [8], [9], [10], [11], Muderrisoglu [12] ou Atzema [13] ont étudié expérimentalement l'influence des paramètres du procédé et des caractéristiques des tôles sur les défauts géométriques résultant du sertissage. L'annexe A.1 synthétise les résultats de ces études extraites de la littérature.

1.3. Etudes antérieures sur la simulation numérique du sertissage

La toute première étude sur la simulation numérique du sertissage par éléments finis a été publiée par Makinouchi en 1985 [14]. L'auteur a notamment analysé les contraintes calculées par la simulation numérique du pliage libre d'une tôle sur elle-même effectué par deux mors en compression. Mais cette étude ne présente aucune comparaison de résultats numériques avec des essais physiques et le procédé de sertissage simulé diffère de celui étudié dans cette thèse.

Hishida et Sato [1] ont publié leurs travaux en 1986 sur la simulation par éléments finis des étapes de présertissage et de sertissage sur des pièces à bord droit. Grâce à un modèle utilisant des éléments volumiques en déformations planes, ils ont montré la forte sensibilité des défauts d'aspect aux paramètres du sertissage tels que le rayon de tombage, l'écroutissage de la tôle et le frottement entre la tôle et les lames. Ils ont par la suite utilisé le code commercial implicite NIKE-3D afin d'améliorer les défauts de sertissage [15].

Atzema et al. [13] ont travaillé sur la simulation du sertissage en goutte d'eau sur des tôles en alliage d'aluminium. Ils ont utilisé leur propre code implicite avec des éléments volumiques axisymétriques pour la modélisation des pièces courbes et des éléments en déformations planes pour des pièces à bord rectiligne. Les lois de comportement sont standard et le modèle de plasticité est celui de von Mises allié à un écroutissage isotrope. Leur solveur ne gérant pas le contact entre deux corps déformables, la doublure a été assimilée à un corps rigide. Ils montrent en particulier pour des pièces

droites, que les enroulements prédits en simulation pour différentes hauteurs de bord suivent la tendance observée expérimentalement. Les résultats obtenus par les simulations restent néanmoins plus élevés d'environ 20 % à 30 % par rapport aux valeurs expérimentales (voir annexe A.1).

Livatyali et al. [9] ont également étudié la simulation du sertissage de pièces à bord rectiligne en tant qu'outil d'aide à la mise au point de techniques pouvant réduire les défauts. Ils ont utilisé pour cela les codes implicites du commerce DEFORM et ABAQUS ainsi que des lois de comportement classiques isotropes [11]. La doublure a été une fois de plus considérée comme un corps indéformable en raison de problèmes de gestion de contact entre les corps déformables. Ils ont montré qu'ils prédisaient correctement la profondeur du défaut de ligne en creux mais prévoyaient avec plus de difficultés la déflexion et l'enroulement, ce dernier ayant tendance à être surestimé par rapport à sa valeur expérimentale [9]. Par ailleurs, ils ont réalisé une étude expérimentale [11] et numérique [16] sur la reprise du rayon de tombage afin de prendre en compte le retour élastique survenant après l'opération de tombage. L'objectif était d'étudier l'influence de ce retour élastique sur l'opération de sertissage. Ils ont conclu que cette technique n'apportait pas de modifications significatives sur l'enroulement si ce n'est qu'un amincissement local de la tôle au niveau du rayon de tombage pouvant conduire à une rupture plus précoce des sertis.

Enfin, Sigvant [17] a effectué une étude expérimentale et numérique du sertissage à plat en collaboration avec VOLVO CAR CORPORATION dans laquelle il a comparé plusieurs types d'éléments finis (coques et volumiques), plusieurs types de solveurs implicites (NIKE-2D, ABAQUS) ou dynamique explicite (LS-DYNA), ainsi que différents critères de plasticité (isotrope de von Mises, anisotropes de Hill48 ou de Barlat91). L'avantage d'utiliser un code dynamique explicite avec des éléments coques pour la modélisation des tôles est de réduire considérablement les temps de calcul. L'utilisation de ce type d'élément fini est cependant théoriquement limitée pour des rayons de courbure de l'ordre de l'épaisseur des tôles [18], ce qui est typiquement le cas en simulation de sertissage. Sigvant [17] a notamment étudié la possibilité d'utiliser ce type d'élément fini en simulation de sertissage. Il a aussi bien traité des pièces simples à bord rectiligne que des pièces réelles (capot) en acier et en alliage d'aluminium. Il s'est essentiellement focalisé sur la prédiction de l'enroulement et des efforts. Si le procédé de sertissage étudié reste globalement similaire, il diffère du procédé utilisé chez PSA Peugeot Citroën présenté sur la figure 1.4. En effet, la lame de présertissage utilisée dans les travaux de Sigvant [17] est constituée d'un cylindre venant en contact avec la surface du bord tombé (voir figure A.6 de l'annexe A). L'attaque du bord tombé étant différente par rapport au sertissage étudié ici, la rugosité donc les conditions de frottement ne sont pas identiques. Un certain nombre de résultats extraits de [17] a fait l'objet de nombreuses publications montrant que la corrélation entre le calcul et les essais n'était pas toujours obtenue :

- Cette étude a montré qu'un solveur dynamique explicite (LS-DYNA) utilisant les éléments finis de coques donne d'assez bons résultats par rapport aux essais. Les écarts observés entre les enroulements calculés et leur valeur expérimentale sont de 5 à 10 % [19]. Les résultats prédits par LS-DYNA sont même parfois meilleurs que ceux obtenus grâce à un solveur implicite utilisant des éléments volumiques (ABAQUS) [19], [20]. Ce constat est d'autant plus surprenant que les éléments volumiques sont plus à même de représenter précisément les déformations dans l'épaisseur de la tôle. Mais peu d'explications sont apportées par les auteurs concernant ces observations.
- Par ailleurs, les enroulements prédits en utilisant des éléments finis volumiques se sont révélés bien plus sensibles au critère de plasticité utilisé et à l'anisotropie des tôles que les résultats obtenus avec les éléments finis de coques [21], [22]. Le travail a aussi montré

l'importance de la prise en compte de l'anisotropie des tôles par le critère de plasticité de Hill48 notamment pour simuler les zones à bord courbe [23]. Enfin, une étude de sensibilité des simulations au critère de Barlat91 est présentée dans [17] pour une pièce à bord rectiligne en alliage d'aluminium. Cette loi ne semble pas apporter d'amélioration sensible par rapport au critère de von Mises classique sur les prédictions d'efforts et d'enroulements, les calculs ayant tendance à surestimer leurs valeurs expérimentales.

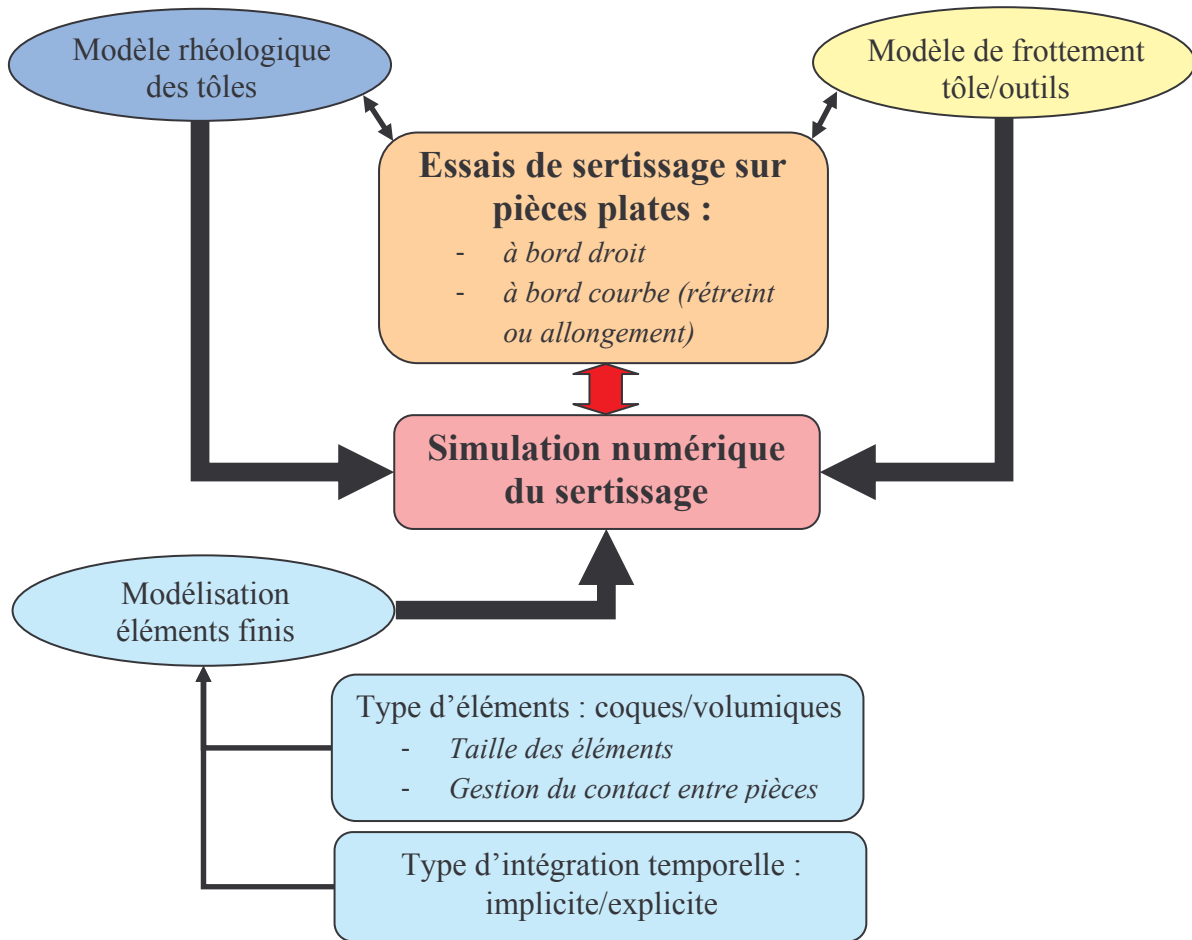
L'annexe A.2 résume quelques résultats importants extraits de cette littérature sur la prédiction numérique des défauts de sertissage. Ces études bibliographiques montrent d'une part les grands progrès réalisés dans le domaine de la simulation numérique du sertissage et montrent d'autre part que des améliorations restent à apporter pour rendre ces simulations numériques plus robustes et encore plus précises.

1.4. Problématique et objectifs de la thèse

Les simulations numériques de sertissage sont réalisées chez PSA Peugeot Citroën grâce au logiciel dynamique explicite OPTRIS v6.1 pour des raisons évidentes de faibles temps de calculs. Le modèle éléments finis adopté est fondé sur la théorie des coques [18] et les lois de comportement des matériaux supposés anisotropes sont standard, de types élasto-plastiques à écrouissage isotrope (pas d'effet Bauschinger, ni d'effet d'endommagement). Si le logiciel semble parfois fournir des estimations satisfaisantes, la précision des prédictions n'est pas systématique, en particulier pour les tôles en alliage d'aluminium [24]. L'objectif de PSA Peugeot Citroën est donc de disposer d'une simulation numérique robuste de l'opération capable de prédire correctement la géométrie finale des assemblages. Cet outil numérique est destiné par la suite à être utilisé comme un outil d'aide à la décision pour proposer par exemple un réglage optimal des outils de production adapté à la géométrie et au matériau des pièces.

Le modèle de calcul doit donc pouvoir prédire l'état des contraintes résiduelles. En outre, il importe de bien décrire la rhéologie des tôles, les conditions de frottement durant les opérations de présertissage et de sertissage et les conditions susceptibles d'amener la formation de criques (critère de rupture). L'objectif du travail de cette thèse est d'étudier la simulation numérique du procédé de sertissage, le type d'éléments finis choisis et de fournir une description satisfaisante des phénomènes physiques impliqués afin de proposer des modèles numériques robustes : rhéologie, loi de frottement et critère de rupture. Par ailleurs, elle doit fournir une bonne compréhension de l'influence des divers facteurs géométriques, rhéologiques et tribologiques sur la géométrie finale de l'assemblage. Pour tester la validité des résultats obtenus par OPTRIS v6.1, on utilisera également les codes de calculs implicites FORGE2[®] et FORGE3[®] développés au CEMEF et utilisant des éléments finis volumiques.

Pour cela, plusieurs géométries de pièces plates sont étudiées : des éprouvettes à bord droit et des éprouvettes à bord courbe, en rétreint ou en allongement. Enfin, au vu de la bibliographie, une grande difficulté du sertissage est qu'il s'agit d'une série d'opérations successives introduisant un nombre important de paramètres relatifs au procédé et à la géométrie des pièces à savoir : tous les paramètres de l'opération du tombage de bord, la hauteur de bord, le rayon de tombage, l'épaisseur finale de serti, les épaisseurs des tôles à assembler, les courses de la lame de présertissage/sertissage, ... Si l'objectif est certes d'améliorer les simulations du sertissage, le travail implique aussi d'assurer la fiabilité et la maîtrise parfaite des essais accomplis afin de pouvoir tirer des conclusions pertinentes sur la fiabilité ou non des modèles de calculs.



1.5. Plan de l'étude

Le mémoire est divisé en sept chapitres. Après le chapitre introductif, le deuxième chapitre est dédié à la caractérisation classique des tôles par des essais de traction. Des essais de microdureté dans les sertis y sont également présentés et permettent d'affiner la connaissance du comportement des matériaux déduit de la traction.

Le troisième chapitre est consacré à la caractérisation des tôles par des essais de flexion et de pliage/dépliage pour étudier le comportement des matériaux pour des modes de déformations analogues à ceux subis en sertissage. Il nous permet d'une part d'évaluer la pertinence de la caractérisation par traction pour décrire le comportement des tôles en pliage monotone. D'autre part, une description théorique des modèles d'écrouissage adoptés y est présentée et nous conduit à justifier notre choix pour des modèles d'écrouissage combiné isotrope/cinématique. Les résultats des essais de caractérisation par pliage/dépliage mis au point au CEMEF fournissent une base expérimentale à l'identification par une méthode inverse des paramètres de ces modèles de comportement.

Après l'étude du comportement rhéologique des tôles en sertissage, il convient de s'intéresser au procédé lui-même. Le quatrième chapitre présente les essais de sertissage mis au point et réalisés au CEMEF pour l'étude d'éprouvettes à bord rectiligne. Ces essais permettent d'une part de décrire et de

comprendre les conditions de contact tout au long du procédé. Ils nous fournissent d'autre part la base expérimentale qui nous sert à la corrélation entre les essais et les calculs. Tous les paramètres relatifs au procédé et à la géométrie des pièces après chaque opération y sont détaillés ainsi que leur incertitude et leur dispersion associée. Nous déduisons enfin à partir de ces essais un modèle de frottement pertinent et représentatif du frottement subi par la tôle en cours de sertissage. L'objectif est bien entendu de l'intégrer par la suite dans les modèles numériques.

Cette campagne expérimentale nous amène à présenter dans le cinquième chapitre les outils numériques utilisés pour la simulation du sertissage. Un modèle mécanique de sertissage développé au CEMEF est présenté dans un premier temps. Il consiste à analyser simplement et avec des approximations raisonnables le présertissage et le sertissage. Les logiciels de simulation par éléments finis adoptés OPTRIS v6.1 et FORGE2[®] y sont décrits. On aborde la formulation du problème mécanique et la résolution numérique des équations d'équilibre pour chaque code. Les schémas d'intégration, la formulation des éléments finis utilisés (coques et volumiques) et la modélisation du contact y sont décrits. On présente enfin les modifications apportées au logiciel FORGE2[®] pour l'intégration et la validation des modèles d'écrouissage combiné isotrope/cinématique.

Les simulations numériques sont ensuite appliquées au sertissage d'éprouvettes à bord rectiligne. Le sixième chapitre présente l'étude de sensibilité, réalisée grâce aux simulations, de l'enroulement à tous les paramètres du sertissage. Nous y présentons les résultats obtenus à partir des différents modèles comparés aux essais. On évalue la sensibilité des résultats aux modèles d'écrouissage mixte isotrope/cinématique. Une discussion des résultats est réalisée et permet d'évaluer la pertinence de l'utilisation des modèles mis en place dans les précédents chapitres.

Le dernier chapitre est consacré à l'étude expérimentale et numérique de pièces à bord courbe. Il a pour vocation de valider, voire enrichir les modèles mis en place et développés dans les chapitres précédents pour des pièces simples à bord droit. Nous verrons en particulier dans quelle mesure ces modèles s'avèrent prometteurs pour des simulations du sertissage de pièces réelles.

Références bibliographiques

- [1] Y. HISHIDA, Y. SATO, *Analysis of hemming processes by the finite element method for improving hemming quality*, Proceedings of the 14th Biannual Congress of IDDRG, Köln, 1986.
- [2] A. MUDERRISOGLU et al., *Bending, flanging, and hemming of sheet metal*, Report N° ERC/NSM-S-95-34, 1995.
- [3] A. MUDERRISOGLU, J. SCHLAFHAUSER, W.M. FAITEL, *Improved design methodology for pre-hemming and hemming of auto body panels*, 3th International Conference on Sheet Metal Forming Technology, Columbus, Ohio, October 5-7, 1998.
- [4] D. GARGRAVE, (personal communication), Ready Tools Inc., Dayton Ohio, 1994.
- [5] N.P. WOLFF, *Interrelation between part and die design for aluminum auto body panels*, SAE Paper N° 780392, 1978.
- [6] Y. MURAKA, H. MIYAOKA, *Development of an All-aluminum automotive body*, J. Mater. Proc. Technol., 38, p. 655-674, 1993.
- [7] SME, *Dies for large and irregular shapes*, Die Design Handbook, 3rd Edition, Editor D.A. Smith, Society of Manufacturing Engineers, Dearborn, MI, 1990.
- [8] H. LIVATYALI, T. LAXHUBER, T. ALTAN, *Experimental investigation of forming defects in flat surface-convex edge hemming*, J. Mater. Proc. Technol., 146, p. 20-27, 2004.
- [9] H. LIVATYALI et al., *Improvement of hem quality by optimizing flanging and pre-hemming operations using computer aided die design*, J. Mater. Proc. Technol., 98, p. 41-52, 2000.
- [10] H. LIVATYALI, S.J. LARRIS, *Experimental investigation on forming defects in flat surface-convex edge hemming : roll, recoil and warp*, J. Mater. Proc. Technol., 153-154, p. 913-919, 2004.
- [11] H. LIVATYALI, T. ALTAN, *Prediction and elimination of springback in straight flanging using computer aided design methods - Part 1. Experimental investigations*, J. Mater. Proc. Technol., 117, p. 262-268, 2001.
- [12] A. MUDERRISOGLU et al., *Bending, flanging, and hemming of aluminum sheet - an experimental study*, J. Mater. Proc. Technol., 59, p. 10-17, 1996.
- [13] E.H. ATZEMA, R. BAARTMAN et A.J.H. KLOMP, *Finite element simulations of the hemming process*, Proceedings of NUMIFORM'98, p. 933-939, Balkema, 1998.

- [14] A. MAKINOUCI, *Elastic plastic stress analysis of bending and hemming of sheet metal*, Proceedings of Computer Modelling of Sheet Metal forming Processes, Ann Arbor, MI, 1985.
- [15] Y. HISHIDA et al., *Forming simulation of stamping processes for automotive body panels by the finite element method. Part 1. Analysis of hemming processes for improving hemming quality*, Nissan Technical Review, N° 17, p. 52-61, 1990.
- [16] H. LIVATYALI, T. ALTAN, *Prediction and elimination of springback in straight flanging using computer aided design methods - Part 2. FEM predictions and tool design*, J. Mater. Proc. Technol., 120, p. 348-354, 2002.
- [17] M. SIGVANT, *The hemming process, a numerical and experimental study*, Ph.D thesis, Department of Structural Engineering and Mechanics, Chalmers University of Technology, Göteborg, 2003.
- [18] J.L. BATOZ, G. DHATT, *Modélisation des structures par éléments finis*, vol. 3, Coques, Ed. Hermès, Paris, 1992.
- [19] M. SVENSSON, *Hemming simulation*, Proceedings of NUMIFORM'98, p. 925-931, 1998
- [20] M. SVENSSON, K. MATTIASSON, *Simulation of hemming of automotive body components with the explicit FE-method*, European Congress on Computational methods in Applied Sciences and Engineering, ECCOMAS 2000, Barcelona, 11-14 September 2000.
- [21] M. SVENSSON, K. MATTIASSON, *Simulation of hemming with different element formulations and time integration methods*, Proceedings of NUMIFORM 2001, p. 933-938, 2001.
- [22] M. SVENSSON, K. MATTIASSON, *The influence of anisotropy on the roll-in in hemming, a comparison between FE-simulations and practical results*, Numisheet 2002, p. 261-266, 2002.
- [23] M. SVENSSON, K. MATTIASSON, *Three-dimensional simulation of hemming with the explicit FE-method*, J. Mater. Proc. Technol., 128, p. 142-154, 2002.
- [24] I. DEVINE et al, *Prédiction de l'enroulement en sertissage - Synthèse des premiers travaux*, note communiquée DVHL/MXP/CEB/MMF PSA Peugeot Citroën, Poissy, juillet 1999.

Chapitre 2

Caractérisation rhéologique des tôles

Sommaire

2.1. INTRODUCTION.....	20
2.2. NUANCES ETUDIÉES.....	20
2.3. CARACTERISATION RHEOLOGIQUE DES TOLES EN TRACTION UNI-AXIALE.....	21
2.3.1. Détermination des courbes d'écrouissage.....	22
2.3.2. Analyse des déformations par corrélation d'images.....	25
2.3.3. Résultats des essais de traction et discussions.....	26
2.3.3.1. Caractéristiques mécaniques à basse vitesse.....	26
2.3.3.2. Prolongement des courbes d'écrouissage à basse vitesse.....	30
2.3.3.3. Etude de la sensibilité à la vitesse des tôles.....	31
2.3.3.4. Synthèse.....	32
2.4. CARACTERISATION SEMI-EXPERIMENTALE PAR MICRODURETE.....	33
2.4.1. Procédure de caractérisation expérimentale par microdureté.....	33
2.4.2. Analyse numérique des déformations plastiques.....	34
2.4.3. Résultats des essais sur les nuances étudiées.....	35
2.4.3.1. Profils de microdureté.....	35
2.4.3.2. Reconstruction des courbes d'écrouissage.....	36
2.5. CONCLUSIONS.....	37
REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES.....	38

2.1. Introduction

Plusieurs matériaux en acier et en alliage d'aluminium sont étudiés. Ils sont utilisés en sertissage d'ouvrants chez PSA Peugeot Citroën. Ce chapitre décrit les essais expérimentaux de traction réalisés pour la caractérisation de l'écroûissage et de l'anisotropie des tôles. Afin de déterminer les déformations locales à la rupture et de décrire plus en détail la rhéologie de chaque nuance, un système de mesure des déformations par corrélation d'images est utilisé. Ces estimations de la déformation locale à la rupture du matériau seront par la suite comparées aux valeurs des déformations calculées en simulation numérique de sertissage. Malgré la différence de sollicitation, elles serviront d'indicateur sur le risque d'apparition des criques. Enfin, des essais de microdureté sont effectués directement sur des sertis afin de compléter les informations obtenues par la traction.

2.2. Nuances étudiées

Six nuances (trois aciers et trois alliages d'aluminium) sont caractérisées et utilisées pour les pièces de peau, de doublure, de renfort intérieur ou de structure. Elles se présentent sous forme de tôles laminées à froid.

- **l'acier E220BH**, à effet « Bake Hardening » est obtenu à partir d'acier extra doux dans lequel le carbone libre est laissé en solution pour augmenter la limite d'élasticité après cuisson par cataphorèse dans les étuves de peinture. Cette nuance est essentiellement utilisée pour des pièces de peau.
- **l'acier P220** est aussi élaboré à partir d'acier extra doux, calmé à l'aluminium et enrichi en phosphore pour augmenter la limite d'élasticité. Il est principalement utilisé dans les pièces de peau.
- **l'acier XSG**, acier doux recuit et skin passé est aujourd'hui utilisé surtout pour les doublures.
- **deux alliages d'aluminium 6016** (Al-Mg-Si), le 6016 DR100 et le 6016 DR130 que l'on trouve souvent dans les peaux. Leur composition chimique est identique mais les traitements de recuit et de mise en solution après laminage sont différents (température, temps de maintien différents) et permettent un durcissement du DR130 par rapport au DR100.
- **l'alliage d'aluminium 5754** (Al-Mg) est surtout rencontré dans les doublures et les renforts.

Il existe des zones dans les ouvrants où la doublure est sertie sur la peau, ce qui justifie l'intérêt porté à toutes ces nuances. Les tableaux 2.1, 2.2 et 2.3 présentent respectivement les épaisseurs des tôles étudiées ainsi que la composition chimique de chaque nuance.

Nuances		Epaisseur (mm)
Alliages d'aluminium	5754	1 ± 0,02
	6016 DR100	1,2 ± 0,02
	6016 DR130	1 ± 0,02
Aciers	E220BH	0,68 ± 0,01
	P220	1,18 ± 0,02
	XSG	0,68 ± 0,02

Tab. 2.1. Epaisseurs des tôles étudiées.

Nuances	C	Mn	Si	P	S	Al
E220BH	< 0,1	< 0,7	< 0,15	< 0,08	< 0,025	0,02-0,085
P220	< 0,06	< 0,7	< 0,25	< 0,08	< 0,025	0,02-0,085
XSG	< 0,08	< 0,4	< 0,1	< 0,025	< 0,025	< 0,02

Tab. 2.2. Composition chimique des tôles en acier en pourcentage massique.

Nuances	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti
6016	0,9-1,5	< 0,5	< 0,2	< 0,2	0,25-0,6	< 0,1	< 0,2	< 0,15
5754	< 0,4	< 0,4	< 0,1	< 0,5	2,6-3,6	< 0,3	< 0,2	< 0,15

Tab. 2.3. Composition chimique des tôles en alliage d'aluminium en pourcentage massique.

2.3. Caractérisation rhéologique des tôles en traction uni-axiale

Les essais de traction sont effectués à température ambiante sur une machine hydraulique DARTEC de capacité maximale 320 kN. Celle-ci est munie d'une cellule de force de capacité maximale 20 kN et d'incertitude de mesure 0,5 % permettant de mesurer la force de traction notée F . Les éprouvettes de traction utilisées sont découpées et usinées à partir de flans de nuances étudiées (voir figure 2.1). Leurs dimensions sont mentionnées sur la figure 2.2 du paragraphe suivant. Afin de caractériser l'anisotropie de la tôle, la déformation de la tôle est imposée selon trois directions : direction de laminage ($i = 0^\circ$), direction transverse ($i = 90^\circ$) et direction à $i = 45^\circ$. Pour chaque direction, 3 essais au minimum sont effectués pour vérifier la bonne reproductibilité des résultats. Les deux extrémités des éprouvettes sont maintenues par des mors dont l'un est animé d'une vitesse constante au cours de l'essai. La plupart des essais est réalisée à basse vitesse (0,17 mm/s) afin de permettre le suivi des déformations. Une vitesse de traction de 40 mm/s est aussi utilisée afin d'estimer la sensibilité à la vitesse de quelques nuances.

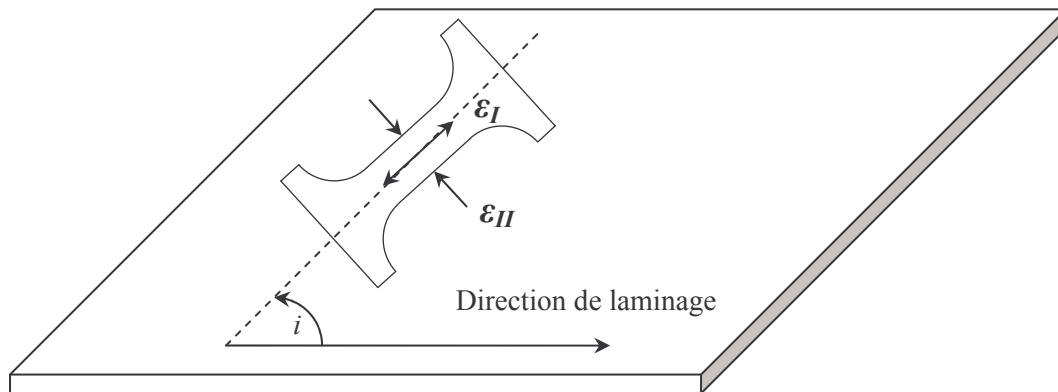


Fig. 2.1. Orientation de l'éprouvette de traction découpée dans le flan d'épaisseur e .

2.3.1. Détermination des courbes d'écroutissage

Pour de faibles vitesses de traction, un extensomètre fixé sur la partie utile de l'éprouvette d'épaisseur e permet de mesurer l'allongement $(L-L_0)$ de celle-ci au cours de l'essai (voir figure 2.2). La longueur initiale de l'extensomètre L_0 est de 10 mm. Limité à un allongement maximal de 1,5 mm, l'extensomètre est retiré de la partie utile à ce stade de l'essai. On en déduit donc la courbe conventionnelle de traction liant la contrainte conventionnelle σ_{conv} à la déformation conventionnelle ε_{conv} . Ces deux quantités sont obtenues grâce à la mesure de la force de traction F et de l'allongement $(L-L_0)$:

$$\varepsilon_{conv} = \frac{L-L_0}{L_0} < 0,15 \quad , \quad \sigma_{conv} = \frac{F}{S_0} \quad (2.1)$$

où S_0 est l'aire de la section initiale de l'éprouvette définie par : $S_0 = l_0 \times e$.

Les déformations conventionnelles mesurées par l'extensomètre sont limitées à 0,15. De façon à mesurer des déformations supérieures, on utilise la procédure détaillée en annexe B.1. Cette méthode permet d'obtenir la courbe conventionnelle jusqu'à la rupture de l'éprouvette. Afin de décrire quantitativement la courbe conventionnelle, on donne souvent la résistance à la traction R_m en MPa et l'allongement maximal à la rupture A_r en %. La figure 2.3 tracée à partir de l'ouvrage de François et al. [1] permet de visualiser ces quantités utilisées classiquement pour présenter les propriétés mécaniques des tôles.

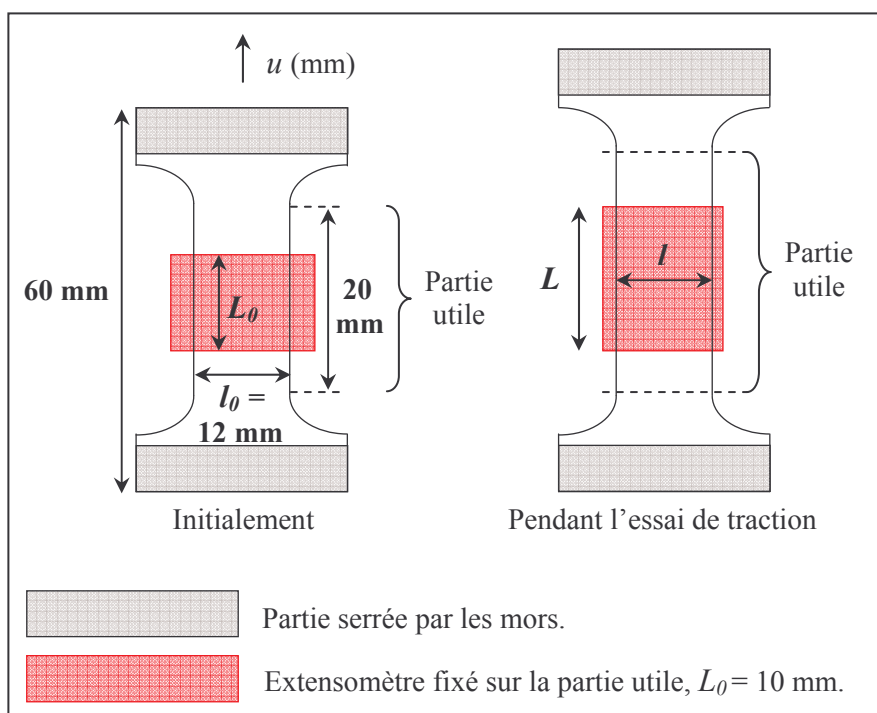


Fig. 2.2. Géométrie de l'éprouvette de traction usinée d'épaisseur e .

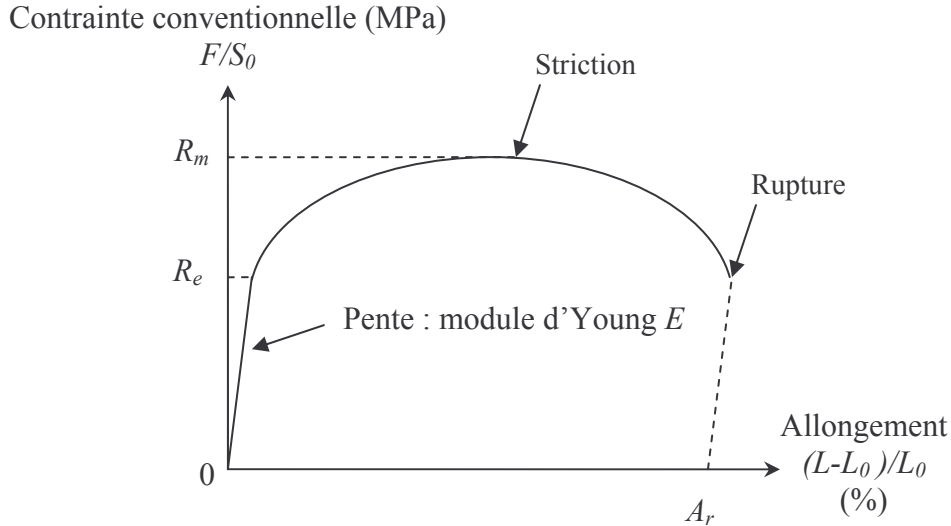


Fig.2.3. Paramètres utilisés pour la caractérisation des propriétés mécaniques des tôles.

De la courbe conventionnelle est déduite la courbe d'écouissage rationnelle de traction liant la contrainte rationnelle (ou vraie) σ_{rat} à la déformation rationnelle (ou vraie) notée ε_{rat} . C'est la courbe d'écouissage intrinsèque au matériau, où la contrainte et la déformation vraies sont déduites des valeurs conventionnelles (en supposant l'incompressibilité plastique du matériau) par les relations suivantes :

$$\varepsilon_{rat} = \ln(1 + \varepsilon_{conv}) \quad , \quad \sigma_{rat} = \sigma_{conv} (1 + \varepsilon_{conv}) \quad (2.2)$$

L'hypothèse sous jacente impliquée est que la section et les déformations restent uniformes dans toute la partie utile. Cette hypothèse est vérifiée expérimentalement avant l'apparition de la striction grâce au suivi des déformations par corrélation d'images (voir paragraphe suivant). On en déduit ensuite la déformation plastique notée $\bar{\varepsilon}_p$ par la relation suivante :

$$\bar{\varepsilon}_p = \varepsilon_{rat} - \frac{R_e}{E} \quad (2.3)$$

où R_e et E désignent respectivement la limite élastique en MPa et le module d'Young en GPa.

En raison du cépage élastique des outils et du serrage des mors qui induisent une légère traction initiale dans l'éprouvette, les modules d'Young n'ont pas pu être déterminés avec précision. Les valeurs sont prises à partir de celles tirées de la bibliographie : $E = 210$ GPa pour les aciers et $E = 70$ GPa pour les alliages d'aluminium.

Pour des vitesses de traction plus élevées, il nous est impossible d'utiliser l'extensomètre. Nous avons donc utilisé la méthode de la longueur effective proposée par Priadi et al. [2] et vérifiée expérimentalement et numériquement par Priadi [3] et Devine [4]. Elle permet d'attribuer au déplacement des mors u enregistré pendant l'acquisition, une longueur initiale appelée longueur effective (notée L_e). Cette approche permet d'évaluer correctement la déformation de l'éprouvette à

des vitesses élevées. L'expérience montre qu'à basse vitesse, $(L-L_0) = ku$ (voir annexe B.1), u étant le déplacement des mors mesuré au cours de l'essai et $k < 1$ le facteur de proportionnalité. La longueur effective L_e est introduite de manière suivante [2] :

$$L_e = \frac{L_0}{k} = \frac{u}{\epsilon_{conv}} \quad (2.4)$$

Cette quantité est supposée constante pendant l'essai et indépendante de l'orientation, de la vitesse de déformation et de la nuance de la tôle. La mesure du déplacement des mors pendant les essais à grande vitesse permet, à partir des essais de traction à basse vitesse, de déterminer les déformations conventionnelles et rationnelles correspondantes.

En vue de modéliser le comportement des matériaux, la courbe rationnelle de traction est identifiée sur la base des lois d'érouissage classiques, de type élasto-plastiques ou élasto-viscoplastiques, dont la validité sera discutée ultérieurement. Trois lois sont utilisées dans un premier temps (voir tableau 2.4) :

- Deux lois d'érouissage de type puissance :
 - la loi d'Hollomon,
 - la loi de Krupkowski.
 Les paramètres K , n , $\bar{\epsilon}_0$ et m sont utilisés dans ces lois et correspondent respectivement à la consistance en MPa, à l'indice d'érouissage, à la déformation seuil et au coefficient de sensibilité à la vitesse.
- La loi de Voce introduisant une saturation de l'érouissage.

Une optimisation par la méthode des moindres carrés permet d'identifier les paramètres de ces lois utilisées dans les modèles d'érouissage des codes de calculs. Une description plus précise de ces modèles est présentée au chapitre 3. L'identification est menée jusqu'à l'apparition du début de la striction correspondant expérimentalement à des déformations approximativement égales à 0,2 (voir paragraphe 2.3.3.1).

Lois élasto-plastiques déterminées à basse vitesse 0,17 mm/s	Lois élasto-viscoplastiques déterminées à partir de deux vitesses : 0,17 mm/s et 40 mm/s
<ul style="list-style-type: none"> • Loi d'Hollomon : $\sigma = K\bar{\epsilon}_p^n$ • Loi de Krupkowski : $\sigma = K(\bar{\epsilon}_p + \bar{\epsilon}_0)^n$ • Loi de Voce : $\sigma = K[1 - \exp(-n(\bar{\epsilon}_p + \bar{\epsilon}_0))]$ 	<ul style="list-style-type: none"> • Loi de Krupkowski : $\sigma = K(\bar{\epsilon}_p + \bar{\epsilon}_0)^n \dot{\bar{\epsilon}}_p^m$ • Loi d'Hollomon couplée à une loi de Johnson-Cook : <ul style="list-style-type: none"> - Si $\dot{\bar{\epsilon}}_p < \dot{\bar{\epsilon}}_0$: $\sigma = K\bar{\epsilon}_p^n$ (loi de comportement à basse vitesse) - Si $\dot{\bar{\epsilon}}_p > \dot{\bar{\epsilon}}_0$: $\sigma = K\bar{\epsilon}_p^n \left[1 + a \ln\left(\frac{\dot{\bar{\epsilon}}_p}{\dot{\bar{\epsilon}}_0}\right) \right]$

Tab. 2.4. Lois d'érouissage adoptées pour la modélisation numérique.

2.3.2. Analyse des déformations par corrélation d'images

L'extensomètre ayant été retiré, nous avons voulu connaître les déformations locales de la partie utile et notamment lors de la striction. Les techniques de mesure de déformations permettent de calculer à partir de l'éprouvette non déformée, marquée au préalable, les déformations visualisées par le marquage. Certaines méthodes utilisent la distorsion d'un marquage régulier imprimé sur la tôle. Dans ce cas, le motif du marquage est souvent constitué de grilles ou de rangées ordonnées de cercles. Ce type de système a été largement utilisé en emboutissage dans les laboratoires ou dans l'industrie [5]. D'autres méthodes utilisent le principe de corrélation d'images pour déterminer ensuite les déformations dans la tôle. Le principe de base de cette méthode est la reconnaissance des niveaux de gris. Un motif aléatoire est alors utilisé et permet ainsi de suivre chaque point du motif d'une image à l'autre. Cette technique a été appliquée pour la détermination de courbes limites de formage, comme en témoignent entre autres les travaux de Touchal-Mguil [6] et Knockaert [7]. Elle est a priori plus précise pour déterminer la localisation des déformations à condition que le marquage aléatoire soit relativement fin.

L'exploitation des essais de traction est réalisée avec cette technique. Le système disponible au CEMEF est le système ARAMIS développé par la société GOM. Des photos numériques du marquage de la surface des éprouvettes de traction sont prises à différents instants de l'essai grâce à un appareil placé perpendiculairement à la surface de la tôle. Comme la surface de l'éprouvette de traction est plane et reste à distance constante de l'appareil numérique, une corrélation en 2D est utilisée. Des corrélations en 3D peuvent aussi être effectuées pour des tôles non forcément planes. Le lecteur intéressé par les méthodes de corrélation pourra se reporter aux travaux de Knockaert [7]. En pratique, les images numériques sont de dimensions 19,53 x 13,02 cm² et la résolution utilisée est de 118 pixels/cm. Le système ARAMIS dont la précision est de 0,01 pixels divise les images en petites mailles carrées de taille égale à environ 10 pixels, ce qui permet grâce à un marquage assez fin, d'atteindre une très bonne précision. L'espacement entre les motifs d'un marquage régulier est classiquement plus élevé que celui utilisé ici. La figure 2.4 présente les différentes photos du marquage de l'éprouvette de traction en acier XSG pris à différents instants de l'essai et utilisé par ARAMIS pour calculer les déformations associées. On note en particulier la forte striction de cette nuance.

Comme présenté au paragraphe suivant, cette analyse approfondie de la traction permet de connaître les courbes d'écrouissage des tôles au-delà de leur striction, à des niveaux de déformation bien plus élevés que ceux atteints par l'extensomètre. Les déformations principales logarithmiques ($\epsilon_I, \epsilon_{II}$) mesurées grâce à ARAMIS nous permettent de remonter à la déformation équivalente (généralisée) définie au sens de von Mises par :

$$\bar{\epsilon} = \sqrt{\frac{2}{3}(\epsilon_I^2 + \epsilon_{II}^2 + \epsilon_{III}^2)} \quad (2.5)$$

où ϵ_{III} correspond à l'amincissement logarithmique obtenu par incompressibilité :
 $\epsilon_{III} = -\epsilon_I - \epsilon_{II}$.

On a cherché à atteindre la déformation locale maximale à la rupture notée $\bar{\epsilon}^{\max}$. Cette mesure est permise par la finesse du marquage de l'éprouvette, par la grande précision de la corrélation d'images et par la résolution élevée des images numériques utilisées.

Enfin, l'analyse des déformations permet également de mesurer les coefficients d'anisotropie, rappelés dans l'annexe B.2 qui détaille de plus la méthode employée pour l'obtention de ces valeurs. Knockaert [7] a en particulier montré l'équivalence de cette méthode avec l'obtention classique des coefficients d'anisotropie basée sur la mesure des déformations longitudinales et latérales grâce à deux extensomètres fixés sur l'échantillon.

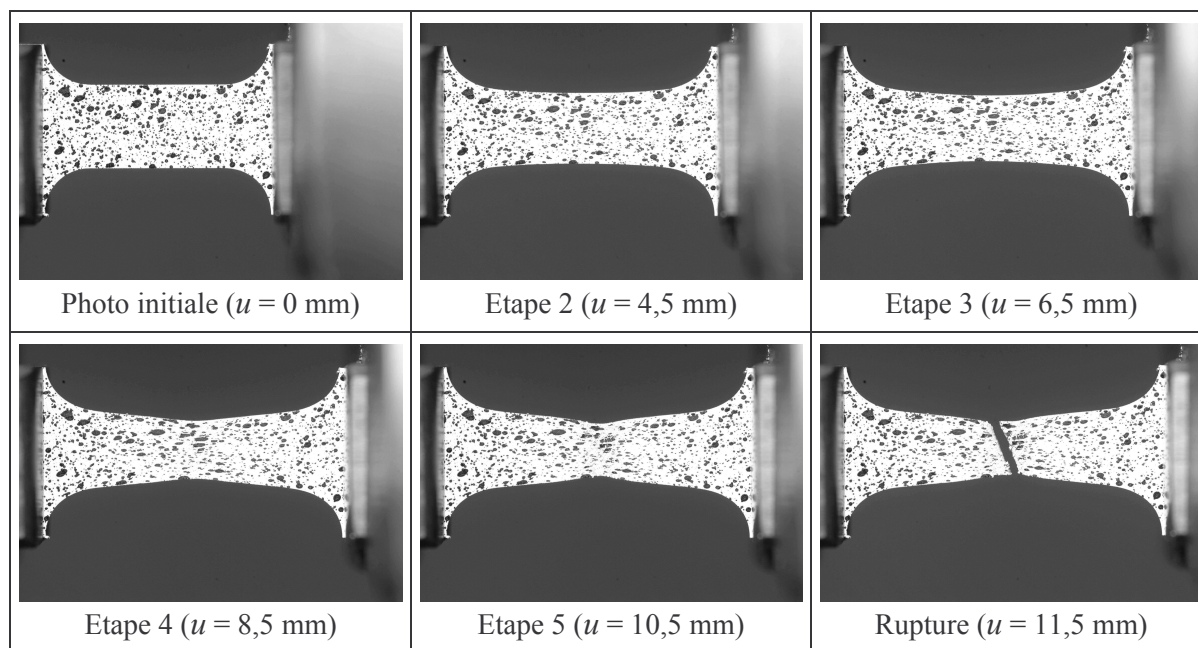


Fig. 2.4. Série de photos numériques prises en arrêtant l'essai de traction à plusieurs instants : exemple de l'acier XSG montrant sa striction diffuse.

2.3.3. Résultats des essais de traction et discussions

2.3.3.1. Caractéristiques mécaniques à basse vitesse

Les tableaux 2.5 et 2.6 résument les propriétés mécaniques déduites des essais de traction ainsi que les déformations locales à la rupture mesurées par ARAMIS. Ces résultats indiquent que, conformément à la littérature, les contraintes sont moins sensibles que les déformations au sens de sollicitation, comme en témoigne la plus forte dépendance du coefficient d'anisotropie à l'angle de sollicitation i . Cette anisotropie sera prise en compte dans les modèles d'écroutissage exposés au chapitre suivant. La figure 2.5 présente l'allure des courbes de traction relatives aux six matériaux étudiés pris dans le sens de laminage à basse vitesse (0,17 mm/s), correspondant à une vitesse de déformation moyenne de $0,0043 \text{ s}^{-1}$. Le tableau de l'annexe B.2 indique les coefficients identifiés des lois d'écroutissage élasto-plastiques utilisées dans les différents codes de simulation numérique. Les coefficients d'écroutissage sont globalement plus élevés pour les alliages d'aluminium que pour les aciers. L'effet inverse est constaté pour les coefficients d'anisotropie traduisant la meilleure formabilité des aciers par rapport aux alliages d'aluminium. Cette différence de ductilité est aussi confirmée par les valeurs de déformation locale maximale à la rupture mesurées par ARAMIS. Elles dépassent rarement 0,5 pour les alliages d'aluminium mais peuvent atteindre des valeurs proches de 0,9 pour les aciers. La figure 2.6 illustre la répartition des déformations et les profils de déformations

dans les éprouvettes après rupture. Elle illustre en particulier la grande ductilité de l'acier qui se traduit par une striction diffuse beaucoup plus marquée que pour l'alliage d'aluminium, ce qui explique le large palier d'effort observé sur les courbes conventionnelles de traction relatives aux aciers présentées sur la figure 2.5. En revanche, la striction est très réduite dans les éprouvettes en alliage d'aluminium pour laquelle les déformations se localisent rapidement jusqu'à atteindre la rupture. On note au passage l'apparition de bandes de striction orientée à 45° par rapport à la direction de traction. Elles apparaissent juste avant la rupture et sont visualisables sur l'image montrant les déformations après rupture de l'alliage d'aluminium.

Enfin, les corrélations ARAMIS n'ont pas pu être effectuées dans le bord extrême de l'éprouvette rompue. En effet, la surface n'étant plus plane dans cette zone, l'analyse par la corrélation 2D n'est plus valable. Cependant, on a pu se rapprocher le plus près possible de la zone de rupture grâce à la finesse du marquage. Ainsi, la figure 2.7 montre les régions analysées par la corrélation en présentant la superposition des résultats de la corrélation sur le marquage.

Tôle	i (°)	R_e (MPa)	R_m (MPa)	A_r (%)	$\bar{\epsilon}^{\max}$	r_i
E220BH	0	232 ± 5	369 ± 2	41 ± 1	0,78	1,65 ± 0,10
	45	241 ± 9	373 ± 2	40 ± 1	0,77	1,45 ± 0,10
	90	231 ± 3	367 ± 1	41 ± 1	0,79	1,77 ± 0,15
P220	0	197 ± 3	347 ± 2	45 ± 1	0,80	1,61 ± 0,08
	45	200 ± 4	343 ± 2	46 ± 1	0,78	1,70 ± 0,05
	90	199 ± 4	346 ± 1	45 ± 1	0,84	1,33 ± 0,05
XSG	0	145 ± 4	291 ± 5	50 ± 1	0,95	1,72 ± 0,10
	45	149 ± 1	304 ± 4	48 ± 2	0,92	1,45 ± 0,09
	90	152 ± 3	292 ± 1	49 ± 1	0,93	2,17 ± 0,10

Tab. 2.5. Propriétés mécaniques des tôles en acier à basse vitesse (0,17 mm/s).

Tôle	i (°)	R_e (MPa)	R_m (MPa)	A_r (%)	$\bar{\epsilon}^{\max}$	r_i
5754	0	102 ± 1	220 ± 2	28 ± 2	0,47	0,74 ± 0,07
	45	103 ± 1	215 ± 2	31 ± 2	0,45	0,60 ± 0,07
	90	103 ± 1	214 ± 2	29 ± 2	0,46	0,62 ± 0,10
6016 DR100	0	102 ± 7	232 ± 2	27 ± 2	0,36	0,70 ± 0,05
	45	112 ± 2	233 ± 1	28 ± 1	0,35	0,60 ± 0,08
	90	105 ± 6	229 ± 1	28 ± 1	0,37	0,65 ± 0,08
6016 DR130	0	152 ± 3	283 ± 3	29 ± 1	0,41	0,68 ± 0,02
	45	150 ± 5	281 ± 2	30 ± 1	0,43	0,55 ± 0,02
	90	148 ± 4	278 ± 2	29 ± 1	0,39	0,58 ± 0,02

Tab. 2.6. Propriétés mécaniques des tôles en alliage d'aluminium à basse vitesse (0,17 mm/s).

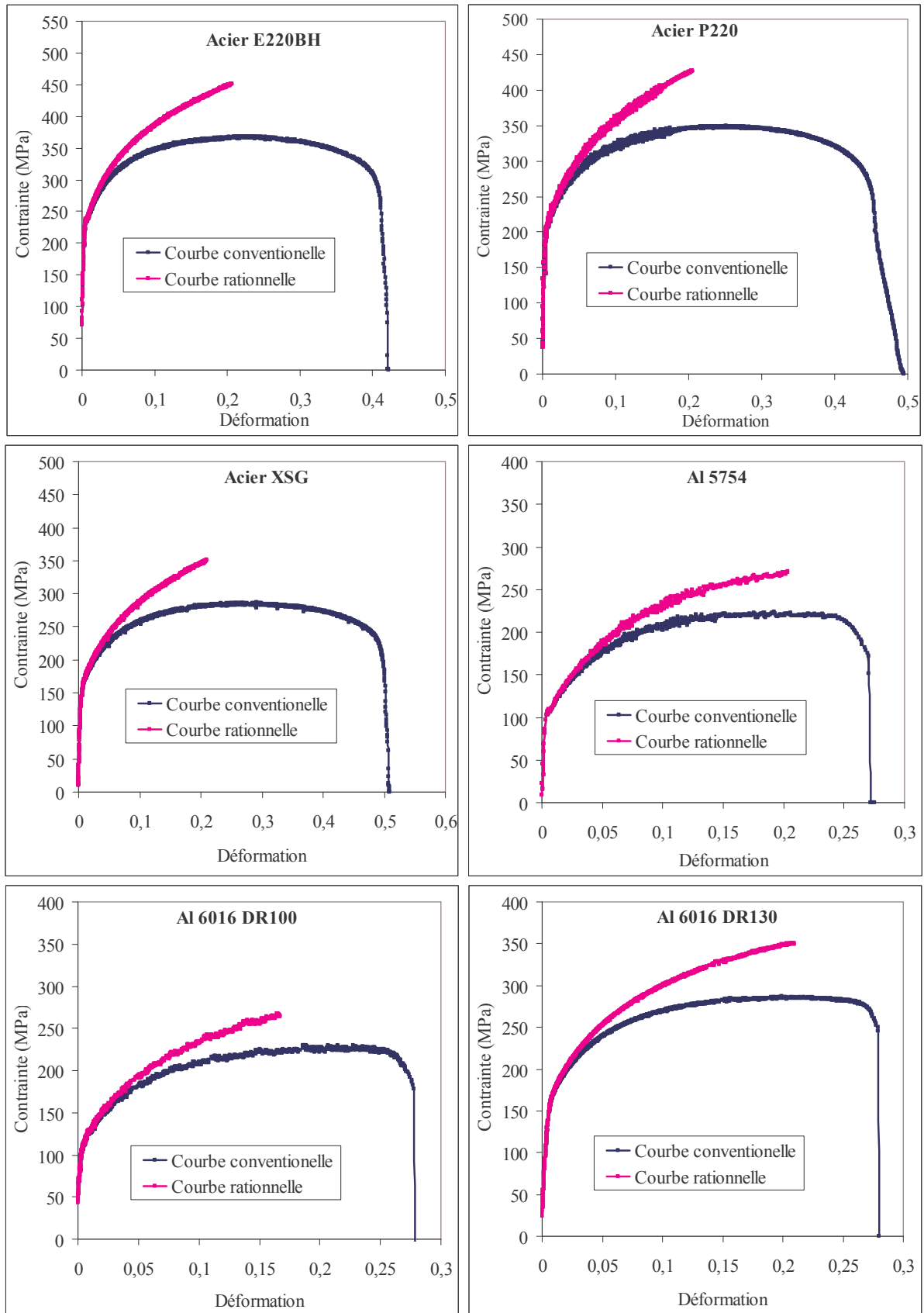


Fig. 2.5. Courbes d'écroutissage des six nuances étudiées ($i = 0^\circ$ et vitesse de traction de 0,17 mm/s).

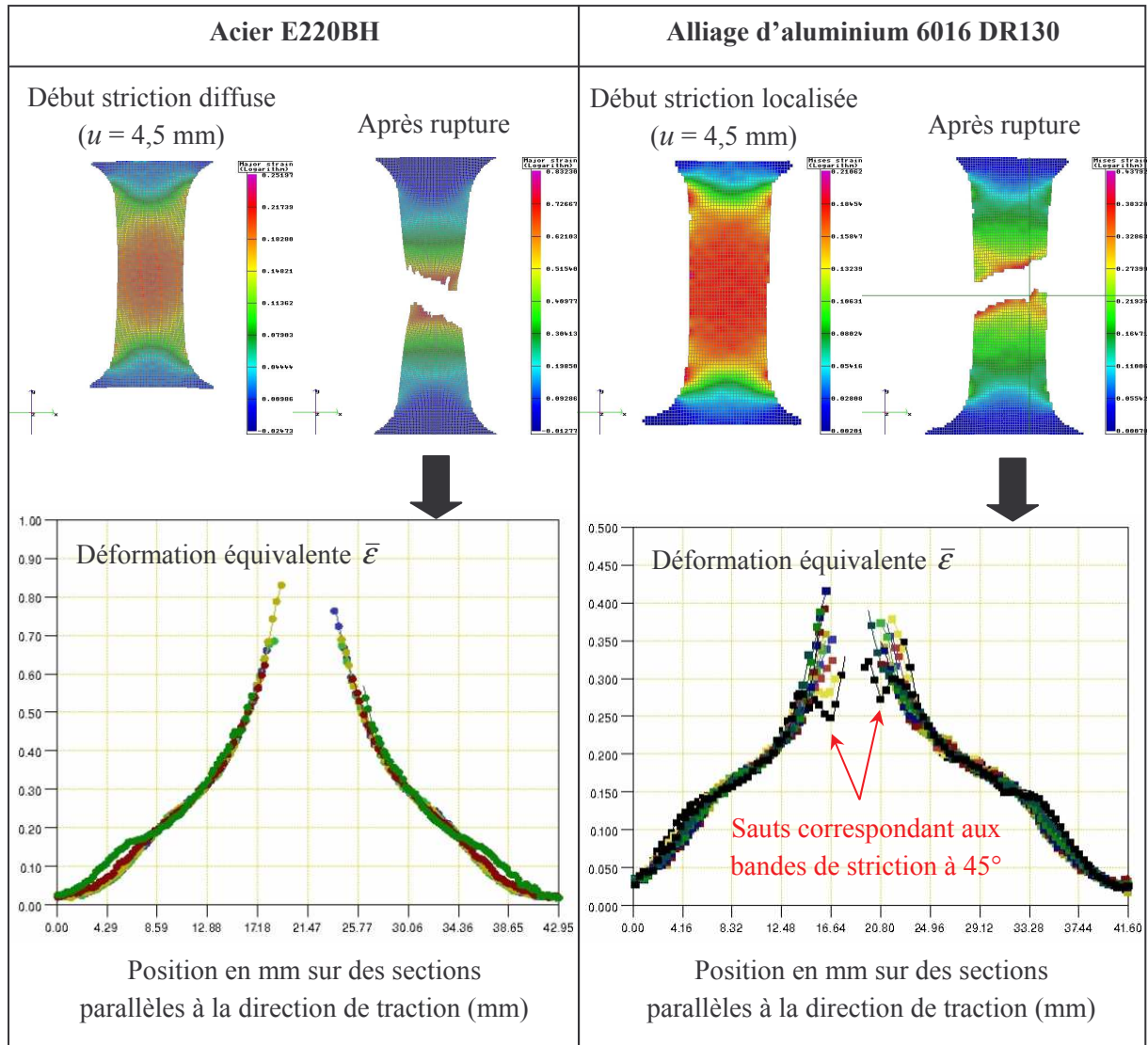


Fig. 2.6. Profils des déformations dans l'éprouvette après rupture en traction montrant la striction diffuse dans l'acier E220BH et la striction localisée dans l'alliage d'aluminium 6016 DR130.

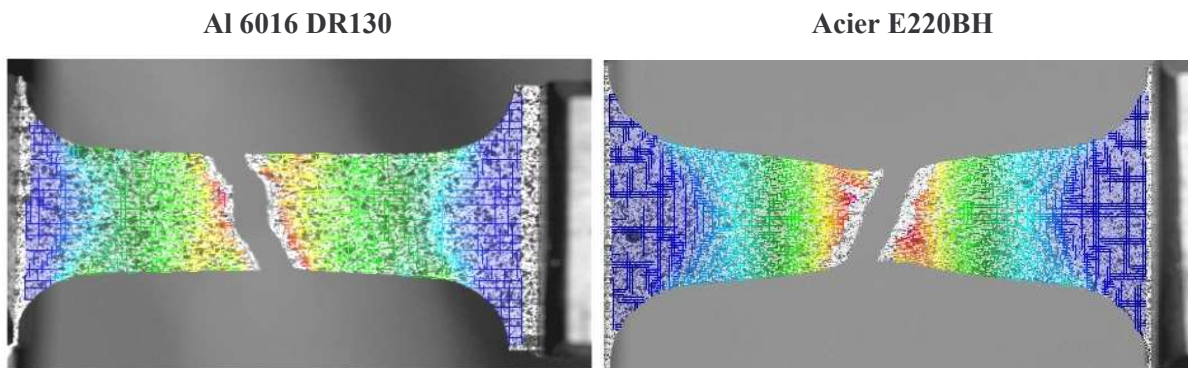


Fig. 2.7. Images d'éprouvettes à la rupture montrant les zones du marquage calculées par ARAMIS grâce à la corrélation 2D : alliage d'aluminium 6016 DR130 (gauche) et acier E220BH (droite).

2.3.3.2. Prolongement des courbes d'érouissage à basse vitesse

La principale limitation du dépouillement classique de la traction est que la déformation vraie est supposée homogène dans toute la partie utile. Ceci n'est vrai que jusqu'au début de la striction correspondant à des déformations vraies de l'ordre de 0,2 pour les nuances étudiées. Différents essais ont donc été mis au point pour déterminer les courbes d'érouissage rationnelles des tôles pour des déformations plus élevées que ce que permet le dépouillement des essais de traction présenté paragraphe 2.3.1. La technique consiste à interrompre l'essai de traction à différents instants et à prendre une photo du marquage. Soit F la force mesurée à cet instant. Grâce aux mesures ARAMIS, on peut tracer dans la section centrale, de largeur mesurée et notée l_c , la déformation équivalente et l'amincissement. La figure 2.8 présente ces résultats pour l'acier XSG et montre en particulier que les déformations ne sont plus uniformément réparties dans la section centrale au-delà d'une déformation vraie de 0,2. La déformation rationnelle à cet instant est prise égale à la moyenne des déformations équivalentes mesurées sur la section et la contrainte rationnelle s'exprime en fonction de la section courante S par :

$$\epsilon_{rat} = \frac{\int_0^{l_c} \bar{\epsilon} dl}{l_c}, \quad \sigma_{rat} = \frac{F}{S} = \frac{F}{S_0 \frac{\int_0^{l_c} \exp(\epsilon_{III}) dl}{l_0}} \quad (2.6)$$

où l_0 est la largeur initiale de l'éprouvette définie plus haut sur la figure 2.2 et égale à 12 mm.

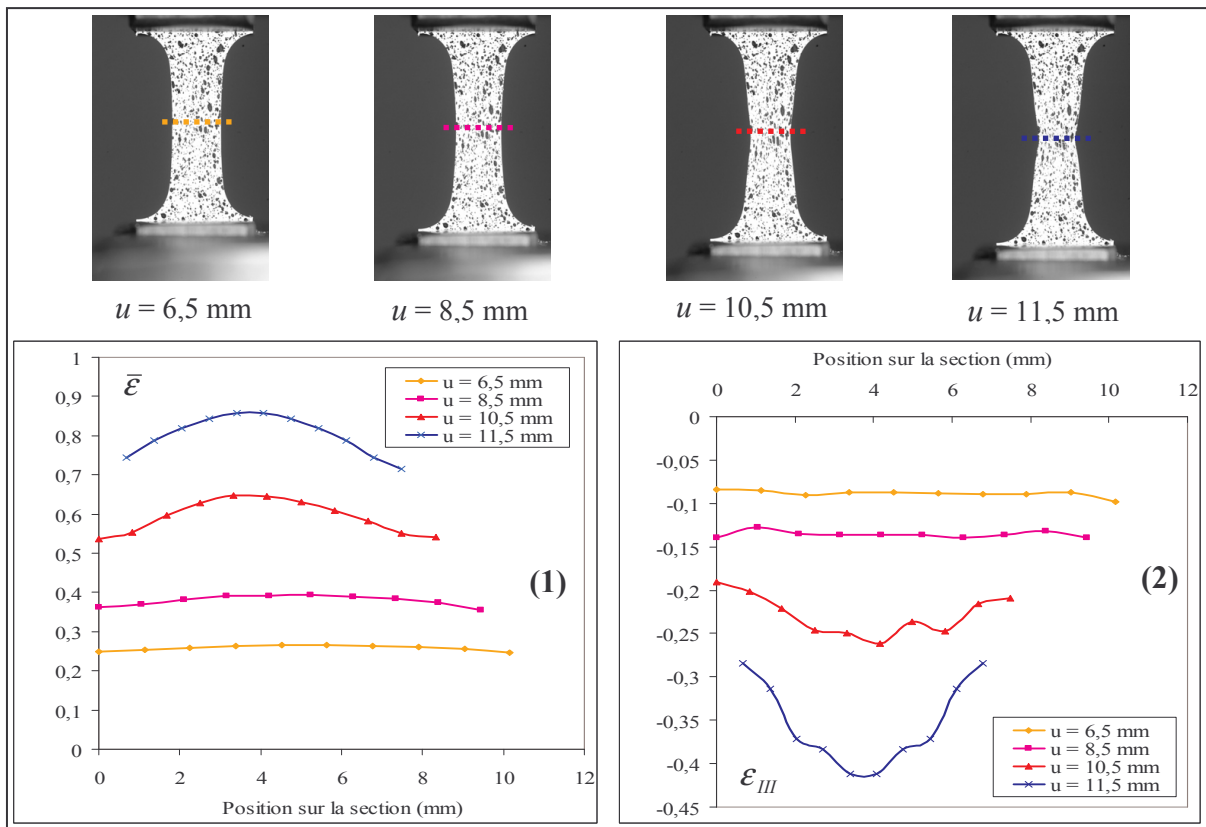


Fig. 2.8. Mesures par ARAMIS de la répartition de la déformation équivalente (1) et de l'amincissement (2) dans la section centrale de la partie utile de l'éprouvette en acier XSG ($i = 0^\circ$).

Le dépouillement consiste à négliger la correction de Bridgman, légitime dans notre cas où la striction est diffuse [8]. Les résultats pour les trois aciers sont présentés sur la figure 2.9 ci-dessous et montrent que leur comportement suit l'écroissage donné par des lois de type puissance (Hollomon ou Krupkowski). Ce dépouillement est possible pour les aciers. En effet, la striction est d'abord diffuse. Elle correspond au moment où l'effort stagne à son niveau maximal (voir courbes conventionnelles de la figure 2.5). Ce palier est suivi par une diminution de l'effort correspondant à la localisation progressive de la striction menant ainsi à la rupture de l'éprouvette. Ce phénomène n'est pas visible sur les courbes d'écroissage conventionnelles pour les alliages d'aluminium. En effet, la localisation de la striction apparaît beaucoup plus rapidement comme en témoigne la stagnation plus réduite de l'effort à son niveau maximal. Le prolongement des courbes d'écroissage est donc beaucoup plus difficile en raison de la localisation rapide des déformations.

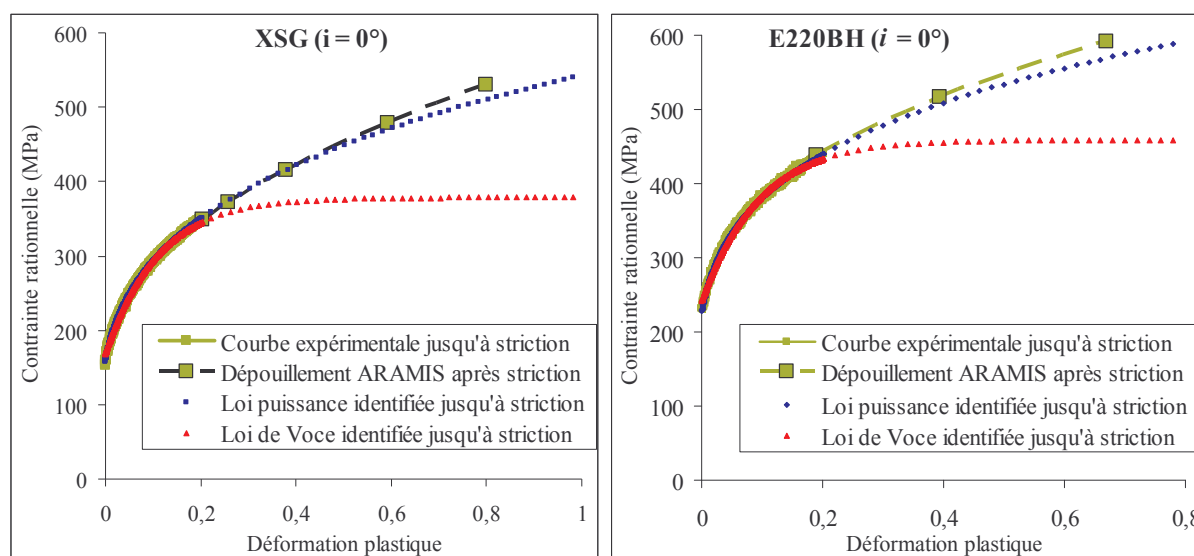


Fig. 2.9. Courbes d'écroissage au-delà de la striction (vitesse de 0,17 mm/s) pour les tôles en acier E220BH et XSG.

2.3.3.3. Etude de la sensibilité à la vitesse des tôles

Des essais de traction sont effectués à une vitesse de 40 mm/s, correspondant en moyenne à une vitesse de déformation de 1 s^{-1} . En effet, la vitesse des outils de sertissage peut atteindre 15 à 30 mm/s en production. La figure 2.10 présente les courbes d'écroissage obtenues grâce à la méthode de la longueur effective présentée plus haut. Le tableau 2.7 liste les propriétés mécaniques de l'acier E220BH pour les deux vitesses testées. Ces résultats montrent que l'acier est particulièrement sensible à la vitesse de déformation. Cet effet de la vitesse de déformation a déjà été observé dans les aciers [3], [4], [7]. C'est pourquoi des lois élasto-viscoplastiques prenant en compte l'effet de vitesse sont proposées au tableau 2.4. Elles se révèlent utiles pour décrire le comportement des aciers pour des vitesses de mise en forme élevées, comme cela peut être le cas en sertissage. Les coefficients de ces lois sont identifiés pour l'acier E220BH de façon analogue à ceux des lois élasto-plastiques, à partir des deux courbes de la figure 2.10. Ils sont listés au tableau 2.8. En revanche, les alliages d'aluminium sont très peu sensibles à la vitesse de déformation. C'est pourquoi nous utilisons pour ces derniers une formulation exclusivement élasto-plastique.

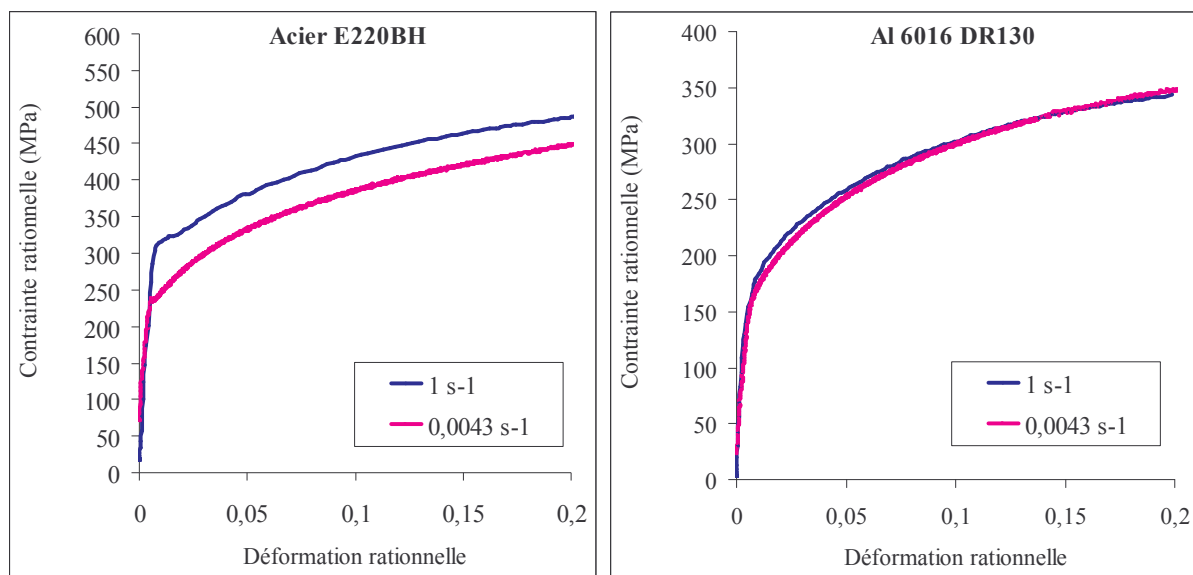


Fig. 2.10. Courbes rationnelles de l'acier E220BH et de l'aluminium 6016 DR130 pour différentes vitesses de déformation ($i = 0^\circ$).

Nuances	v (mm/s)	R_e (MPa)	R_m (MPa)	A_r (%)	$\bar{\epsilon}^{\max}$	r_0
Acier E220BH	0,17	232 ± 2	369 ± 1	41 ± 1	0,78	$1,65 \pm 0,10$
	40	306 ± 2	400 ± 1	39 ± 1	0,77	$1,45 \pm 0,07$
Al 6016 DR130	0,17	152 ± 3	283 ± 3	29 ± 1	0,41	$0,68 \pm 0,02$
	40	159 ± 2	282 ± 2	26 ± 1	0,40	$0,66 \pm 0,02$

Tab. 2.7. Influence de la vitesse de traction sur les propriétés mécaniques dans le sens $i = 0^\circ$.

Loi de Krupkowski				Loi de Johnson-Cook			
K (MPa)	n	$\bar{\epsilon}_0$ (%)	m	K (MPa)	n	$\dot{\bar{\epsilon}}_0$ (s ⁻¹)	a
671	0,198	1,33	0,02	620	0,188	0,08	0,026

Tab. 2.8. Coefficients des lois d'érouissage élasto-viscoplastiques identifiés pour l'acier E220BH.

2.3.3.4. Synthèse

Ces résultats de traction montrent tout d'abord qu'une loi d'érouissage puissance identifiée jusqu'à une déformation rationnelle de 0,2 représente correctement le comportement des aciers pour des déformations plus élevées. Une formulation élasto-viscoplastique est également nécessaire pour ces matériaux lorsque les vitesses de sollicitations deviennent élevées. Par ailleurs, une formulation élasto-plastique s'avère suffisante pour modéliser le comportement des alliages d'aluminium, en raison de leur très faible sensibilité à la vitesse. Enfin, la connaissance des courbes d'érouissage pour des déformations vraies supérieures à 0,2 est quasiment impossible pour les alliages d'aluminium en raison de l'apparition rapide de la striction localisée. C'est pourquoi des mesures de microdureté dans les tôles sont utilisées afin de compléter ces informations.

2.4. Caractérisation semi-expérimentale par microdureté

Des essais de microdureté sont entrepris dans les éprouvettes serties à faible vitesse (voir chapitre 4). Une approche expérimentale par microdureté couplée à une analyse par simulation numérique du sertissage est proposée. L'objectif est de pouvoir décrire par cette méthode semi-inverse le comportement des tôles en alliage d'aluminium pour des déformations supérieures à 0,2. A titre comparatif, nous avons également traité un acier. Les tôles en acier P220 et en aluminium 6016 DR100 sont choisies en raison de leur forte épaisseur (1,2 mm) facilitant cette étude.

2.4.1. Procédure de caractérisation expérimentale par microdureté

Les essais de microdureté sont des essais d'indentation normale qui consiste à appliquer un indenteur avec une force F donnée à la surface de la tôle pendant un temps donné. Cet essai est très largement utilisé pour déterminer la dureté d'un matériau caractérisant sa résistance à la pénétration par l'indenteur [9]. L'indenteur du microduremètre Shimadzu du CEMEF est un indenteur Vickers, pyramidal à base carrée. Il permet d'effectuer des empreintes avec des forces variables de 0,25 à 10 N pendant des temps de 5 à 45 s. Deux mirettes placées sur le viseur d'un microscope permettent de mesurer les deux diagonales d'une empreinte dont une moyenne D_v est faite par le calculateur couplé au microduremètre. La dureté Vickers notée H_v est exprimée en kgf.mm^{-2} ($\approx 10 \text{ MPa}$) est directement calculée en fonction de la force appliquée en kgf (daN) et de la valeur moyenne de la diagonale de l'empreinte D_v en μm :

$$H_v = 1,854 \frac{F}{D_v^2} \quad (2.7)$$

Il est courant d'exprimer H_v en MPa. Ces mesures permettent de caractériser la rhéologie superficielle des tôles. La contrainte d'écoulement est approximativement proportionnelle à la dureté Vickers [10] :

$$\sigma_0 \approx \frac{H_v}{3} \quad (2.8)$$

Cette contrainte dépend de l'écoulement plastique de la tôle et de la déformation moyenne engendrée par l'empreinte Vickers. Cette dernière est de l'ordre de 8 % et est indépendante de la force appliquée [10]. Cette contrainte d'écoulement est donc associée à une déformation plastique totale ε_p^t définie de manière suivante :

$$\varepsilon_p^t \approx \bar{\varepsilon}_p + 0,08 \quad (2.9)$$

$\bar{\varepsilon}_p$ est la déformation plastique résiduelle du matériau déjà définie par la relation (2.3).

Les essais sont réalisés sur des sections transversales d'éprouvettes droites serties au cours de nos essais. Les mesures sont effectuées dans l'épaisseur de la tôle, au niveau de sa zone fortement pliée. Après découpe, la section est enrobée, puis polie au grain fin (jusqu'au micron) afin d'amoindrir l'écrouissage superficiel dû au polissage. Les essais sont réalisés avec une force de 0,5 N appliquée

pendant 15 s. Chaque valeur de dureté est une moyenne de 5 mesures. Les séries de mesures sont espacées entre elles de 0,1 mm. La photo prise au microscope optique sur la figure 2.11 montre les empreintes Vickers réalisées suivant la ligne d'indentation qui nous permettent ensuite de tracer le profil de dureté à travers la tôle. On peut donc en déduire approximativement pour chaque point de la ligne d'indentation la contrainte d'écoulement associée à la dureté correspondante.

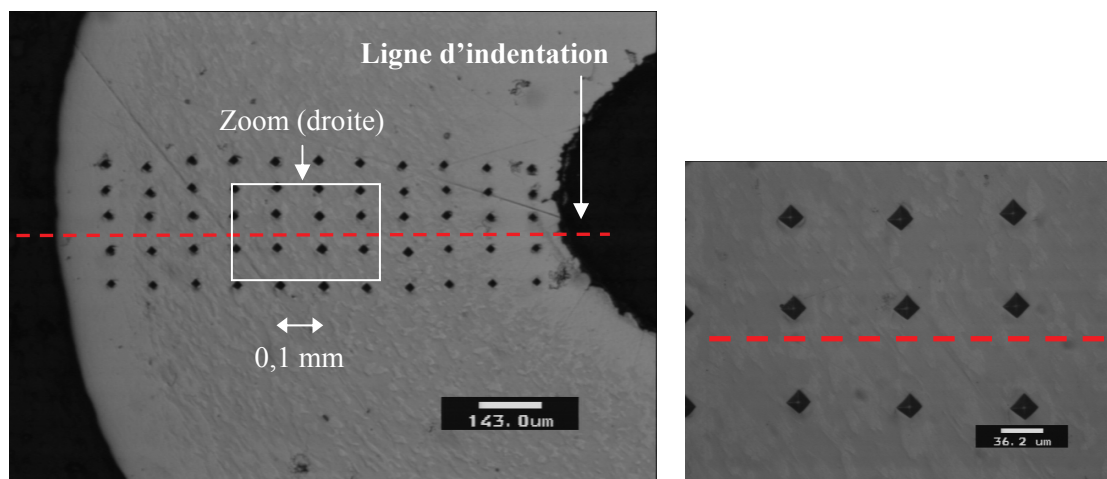


Fig. 2.11. Empreintes d'indentations du microduromètre réalisées dans la zone de la section du serti fortement pliée (gauche) et zoom sur les empreintes Vickers (droite).

2.4.2. Analyse numérique des déformations plastiques

Pour remonter à la courbe d'écrouissage des tôles, nous avons combiné cette approche expérimentale à une analyse numérique afin d'évaluer les déformations plastiques le long de la ligne d'indentation. Nous avons utilisé le code FORGE2[®] décrit au chapitre 5 et utilisé pour les simulations numériques de sertissage des éprouvettes à bord droit. Nous avons introduit une loi d'écrouissage standard de type puissance ou de Voce déterminée par les essais de traction ci-dessus. Il est vérifié auparavant que les déformations dans la zone fortement pliée sont peu sensibles à la loi d'écrouissage choisie. La simulation numérique prédit la répartition de la déformation plastique équivalente représentée sur la figure 2.12.

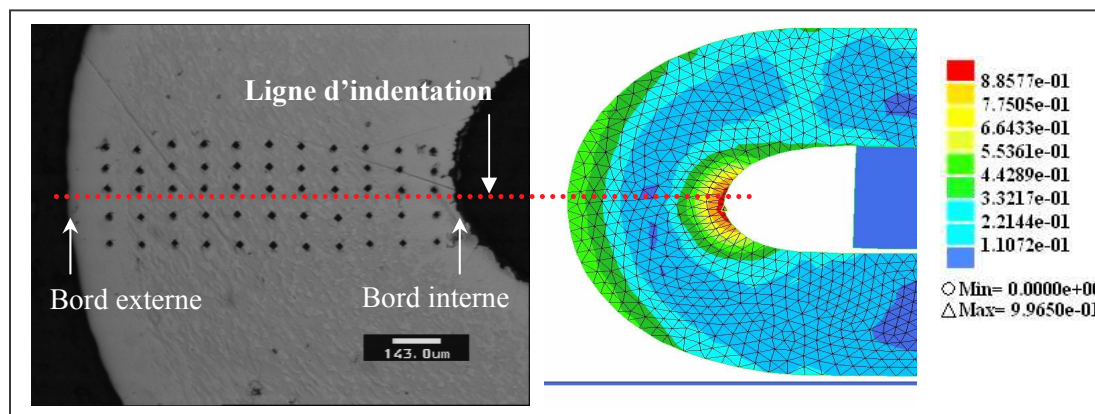


Fig. 2.12. Prédiction de la répartition de la déformation plastique équivalente par la simulation FORGE2[®] du sertissage de l'aluminium 6016 DR100.

On obtient donc pour chaque point du profil d'indentation la contrainte d'écoulement σ_0 , déduite des essais de microdureté et associée à la déformation plastique $\varepsilon_p^t \approx \bar{\varepsilon}_p + 0,08$, dont $\bar{\varepsilon}_p$ est issue de la simulation. On remarque que les déformations atteintes dans la zone fortement pliée atteignent des valeurs proches de 0,5 en extension et proches de 0,9 en compression. Ce constat justifie a priori l'intérêt de connaître les lois d'écrouissage pour des déformations plus élevées que 0,2.

2.4.3. Résultats des essais sur les nuances étudiées

2.4.3.1. Profils de microdureté

La figure 2.13 suivante présente les profils de microdureté obtenus sur les 2 nuances étudiées : l'acier P220 et l'alliage d'aluminium 6016 DR100 d'épaisseur 1,2 mm.

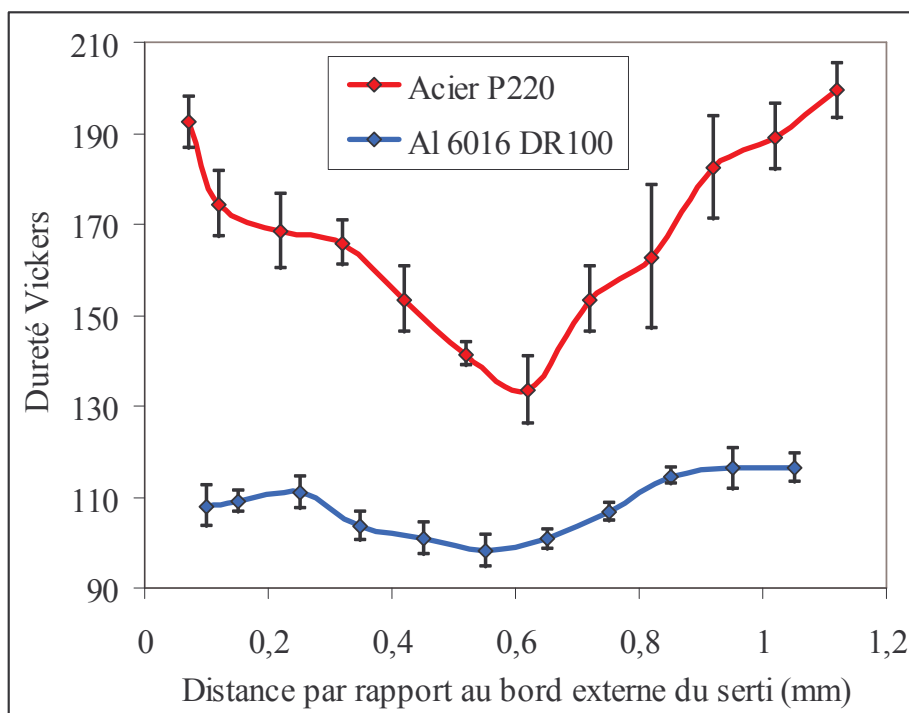


Fig. 2.13. Profils de microdureté à travers le serti pour les deux nuances étudiées.

On note qu'aux incertitudes de mesure près, on localise aisément la surface neutre coïncidant approximativement avec la surface moyenne. Ces résultats mettent en évidence des déformations résiduelles après sertissage plus élevées dans la partie de la tôle en compression située du côté du bord interne que dans la zone en extension située du côté du bord externe. Ce résultat est dû principalement à la différence de courbure observée entre la surface intérieure et la surface extérieure de la tôle. La courbure interne, plus élevée que la courbure externe, engendre des contraintes et des déformations plus élevées en compression qu'en traction. Ce résultat est notamment confirmé par les prédictions numériques (voir figure 2.12).

2.4.3.2. Reconstruction des courbes d'érouissage

La démarche précédente a permis de placer des points $(\bar{\epsilon}_p, \sigma_0)$ sur la courbe d'érouissage. Ces points correspondent de manière indissociable à des mesures réalisées dans la partie en traction et dans la partie en compression de la tôle sertie. La figure 2.14 suivante présente les résultats avec les incertitudes associées.

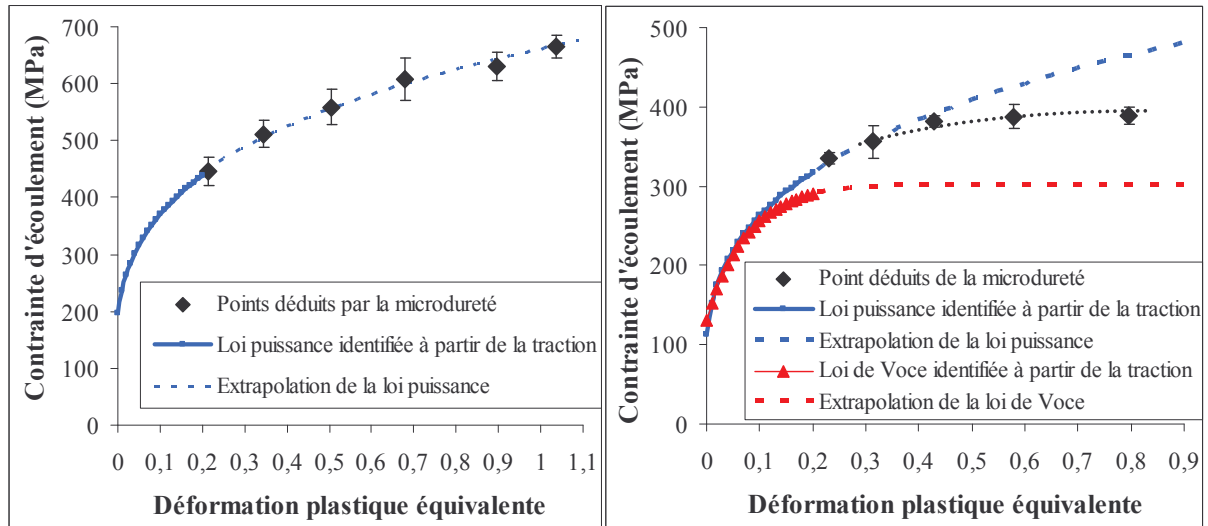


Fig. 2.14. Courbes d'érouissage reconstituées à partir de la caractérisation semi-expérimentale par microdureté pour l'acier P220 (gauche) et l'aluminium 6016 DR100 (droite).

Les résultats confirment clairement la tendance déjà observée pour les aciers : leur comportement suit la loi puissance identifiée jusqu'au début de la striction. Par ailleurs, la caractérisation montre une tendance nette à la saturation de l'érouissage pour l'alliage d'aluminium 6016 DR100. Son comportement semble suivre la loi puissance jusqu'à une déformation de 0,3, puis a tendance à saturer au-delà. Si la loi puissance tend à surestimer quantitativement l'érouissage de l'alliage d'aluminium, la loi de Voce tend à le sous-estimer bien qu'elle représente qualitativement la tendance à la saturation d'érouissage mise en évidence expérimentalement. C'est pourquoi il peut être intéressant de considérer des lois intermédiaires couplant l'érouissage puissance à l'érouissage de Voce.

2.4.3.3. Amélioration de la loi d'érouissage pour les alliages d'aluminium

Une formulation générale de loi d'érouissage a été proposée par Gavrus [11] pour décrire le comportement des matériaux subissant, en cours d'érouissage, des changements de phase ou recristallisant à température élevée. Il s'agit entre autre de pouvoir décrire le durcissement du matériau suivi d'un éventuel adoucissement issu d'un changement de phase ou de structure métallurgique. En s'inspirant de ces travaux, nous avons proposé une loi d'érouissage élasto-plastique simplifiée par rapport à celle proposée par Gavrus [11] puisque le comportement est caractérisé à froid. Cette loi introduit un facteur d'adoucissement exponentiel pondérant la loi puissance classique. Son expression est donnée ci-après.

$$\sigma = K(\bar{\epsilon}_p + \bar{\epsilon}_0)^n \exp(-\bar{R}\bar{\epsilon}_p) \quad (2.10)$$

où \bar{R} est un coefficient quantifiant la limitation de l'érouissage par rapport à la loi puissance classique de Krupkowski.

La caractérisation semi-expérimentale par microdureté, fastidieuse, nous a amené à formuler ce type de loi mais l'identification des coefficients n'a pas pu être effectuée sur toutes les nuances en alliage d'aluminium. Les coefficients de cette loi pour le 6016 DR100 sont directement identifiés à partir de la courbe reconstituée, donnée sur la figure 2.14. Les coefficients de cette loi pour les deux autres nuances (5754, 6016 DR130) sont déterminés grâce à un processus d'identification par méthode inverse présenté ultérieurement. L'identification est effectuée grâce à un algorithme de type génétique couplé à la simulation FORGE3[®] de l'essai de traction (voir chapitre 3). Les coefficients obtenus pour les 3 nuances sont récapitulés dans le tableau 2.9.

Nuances	K (MPa)	n	$\bar{\epsilon}_0$	\bar{R}
Al 6016 DR100	523	0,318	0,001	0,31
Al 6016 DR130	632	0,314	0,013	0,49
Al 5754	473	0,339	0,009	0,19

Tab. 2.9. Coefficients de la loi intermédiaire identifiés pour les 3 nuances en alliage d'aluminium.

2.5. Conclusions

Nous avons déterminé à partir d'essais classiques de traction :

- l'érouissage des tôles jusqu'à striction,
- l'anisotropie des tôles à partir de l'analyse des déformations par corrélation d'images,
- la sensibilité à la vitesse qui s'avère marquée pour les aciers mais négligeable pour les alliages d'aluminium.

Une analyse poussée des déformations par corrélation d'images a permis d'affiner l'analyse du comportement des aciers pour des déformations vraies pouvant atteindre 0,8. Elle a notamment montré que les lois classiques de type puissance représentent a priori correctement l'érouissage de ces nuances. La striction localisée rapide qui apparaît dans les alliages d'aluminium nous limite dans cette analyse. Une méthode originale de caractérisation semi-expérimentale par microdureté a donc été développée afin d'obtenir des informations sur l'érouissage des alliages d'aluminium pour des déformations vraies supérieures à 0,2. Les résultats nous ont conduit à formuler une loi d'érouissage intermédiaire représentative de la tendance à la saturation de l'érouissage de ces nuances. La représentation physique de cette loi peut d'ailleurs être associée à la description macroscopique du début de l'endommagement couplé à l'érouissage. Il est souvent difficile de quantifier la part relative due à l'érouissage et celle due à l'endommagement. La question se pose enfin de savoir si ces lois rhéologiques représentent a priori correctement le comportement en sertissage ou en pliage. Des essais se rapprochant du mode de déformation par sertissage sont présentés au prochain chapitre.

Références bibliographiques

- [1] D. FRANCOIS, A. PINEAU, A. ZAOUI, *Comportement mécanique des matériaux - élasticité et plasticité*, Editions Hermès, 1991, Paris, 2^e édition 1992.
- [2] D. PRIADI, C. LEVAILLANT, *Tensile tests results analysis SPC3C sheet characterization*, CEMEF / ESI / IBM / MAZDA final report, 1990.
- [3] D. PRIADI, *Etude expérimentale et théorique des lois de comportement et de la striction de tôles d'acier pour la simulation de l'emboutissage*, Thèse de Doctorat, Ecole des Mines de Paris, CEMEF, Sophia-Antipolis, France, 1993.
- [4] I. DEVINE, *Apports de la tribométrie et des essais sur presse pilote pour la simulation numérique de l'emboutissage des tôles d'acier nues et revêtues de zinc pur*, Thèse de Doctorat, Ecole des Mines de Paris, CEMEF, Sophia-Antipolis, France, 1996.
- [5] N. BOUDEAU et Al., *Caractérisation des déformations sur tôles embouties à partir de la mesure de réseaux déformés par caméra ccd*, Proceedings of the conference Photomécanique 95 - Etude du comportement des matériaux et des structures, Ed. Eyrolles, Paris, 1995, p. 283-290.
- [6] S. TOUCHAL-MGUIL, *Une technique de corrélation directe d'images numériques : application à la détermination de courbes limites de formage et proposition d'un critère de striction*, Thèse de Doctorat, INSA, 1997.
- [7] R. KNOCKAERT, *Etude expérimentale et numérique de la localisation de la déformation lors de la mise en forme de produits minces*, Thèse de Doctorat, Ecole des Mines de Paris, CEMEF, Sophia-Antipolis, France, 2000.
- [8] R. HILL, *The mathematical theory of plasticity*, Oxford University Press, p. 287-294, 1951.
- [9] E. FELDER, *Le contact métal outil en mise en forme des métaux*, Séminaire, Tome II, Sophia-Antipolis, France, Mais 1989.
- [10] D. TABOR, *The hardness of metals*, Clarendon Press, Oxford, 1950.
- [11] A. GAVRUS, *Identification automatique de paramètres rhéologiques par analyse inverse*, Thèse de Doctorat, Ecole des Mines de Paris, CEMEF, Sophia-Antipolis, France, 1996.

Chapitre 3

Etude de la rhéologie des tôles en flexion et en pliage

Sommaire

3.1. INTRODUCTION.....	40
3.2. MODELISATION DU COMPORTEMENT DES TOLES EN PLIAGE/DEPLIAGE.....	41
3.2.1. Formalisme de base des lois en élasto-plasticité.....	41
3.2.2. Critères tridimensionnels de plasticité.....	44
3.2.2.1. Critère isotrope quadratique de von Mises.....	44
3.2.2.2. Critère anisotrope quadratique de Hill48.....	45
3.2.2.3. Autres critères anisotropes.....	46
3.2.3. Lois d'écoulement.....	48
3.2.3.1. Lois d'écrouissage isotrope.....	48
3.2.3.2. Lois d'écrouissage cinématique.....	49
3.2.3.3. Lois d'écrouissage combiné isotrope/cinématique.....	51
3.3. CARACTERISATION EXPERIMENTALE DES TOLES EN PLIAGE/DEPLIAGE.....	55
3.3.1. Essais de flexion quatre points alternés.....	55
3.3.1.1. Principe expérimental.....	55
3.3.1.2. Résultats expérimentaux.....	56
3.3.2. Essais de micro-plier/déplier.....	57
3.3.2.1. Principe expérimental.....	57
3.3.2.2. Résultats expérimentaux.....	59
3.4. SIMULATION DES ESSAIS DE FLEXION QUATRE POINTS.....	62
3.4.1. Comparaison entre les essais de traction et de flexion quatre points.....	62
3.4.2. Simulations de la flexion quatre points en écrouissage isotrope.....	63
3.4.2.1. Modèle éléments finis.....	63
3.4.2.2. Comparaisons entre l'expérience et la simulation.....	64
3.5. IDENTIFICATION A PARTIR DES ESSAIS DE MICRO-PLIAGE/DEPLIAGE.....	65
3.5.1. Introduction.....	65
3.5.2. Définition du problème d'identification.....	66
3.5.3. Méthode de minimisation de la fonction coût.....	66
3.5.3.1. Choix d'une méthode d'optimisation : algorithmes évolutionnaires.....	66
3.5.3.2. La stratégie d'évolution couplée à un « métamodèle ».....	67
3.5.4. Modèle éléments finis choisi et étude préliminaire de sensibilité.....	69
3.5.4.1. Modèle éléments finis.....	69
3.5.4.2. Etude préliminaire de sensibilité.....	70
3.5.5. Résultats de l'identification par méthode inverse.....	71
3.5.5.1. Identification des paramètres des lois d'écrouissage isotrope.....	71
3.5.5.2. Identification des paramètres des lois d'écrouissage combiné.....	75
3.6. CONCLUSIONS ET PERSPECTIVES.....	78
RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES.....	79

3.1. Introduction

Ce chapitre a pour objet d'étudier l'aptitude de la caractérisation par la traction uni-axiale à décrire correctement le comportement des tôles en sertissage. La flexion étant le mode principal de déformation en sertissage, la surface extérieure de la tôle se retrouve en extension alors que la surface intérieure est en compression. Par continuité du champ de contrainte dans l'épaisseur de la tôle, il existe donc une surface neutre (ou fibre neutre en flexion plane) sur laquelle les contraintes s'annulent globalement. Le signe des contraintes est respectivement positif et négatif de part et d'autre de la fibre neutre (voir figure 3.1). Selon la théorie de la flexion forte, plane et uniforme établie par Hill [1] pour une plaque rigide parfaitement plastique, cette surface ne coïncide pas nécessairement avec la surface moyenne située à mi-épaisseur de la tôle. On désigne respectivement par R_{int} et R_{ext} le rayon de courbure intérieur et extérieur d'une tôle d'épaisseur initiale e soumise à un moment de flexion pure M . Hill [1] calcule analytiquement la distribution de la contrainte radiale σ_r et ortho-radiale σ_θ dans l'épaisseur de la tôle (voir figure 3.1). Il montre notamment que le rayon de courbure de la surface neutre noté c évolue pendant le chargement monotone en flexion et vaut analytiquement :

$$c = \sqrt{R_{int} R_{ext}} \quad (3.1)$$

Cette expression montre que pour une tôle non fléchie initialement, la surface neutre coïncide initialement avec la surface moyenne, mais qu'au cours de la flexion, celle-ci se décale vers la surface interne de la tôle. Ce raisonnement montre que des éléments de tôle peuvent localement passer d'un mode d'extension à un mode de compression ou réciproquement. Des sollicitations cycliques peuvent donc localement apparaître lors de la flexion monotone. La caractérisation du comportement en traction monotone ne peut pas décrire l'effet Bauschinger existant lors de sollicitations cycliques [2].

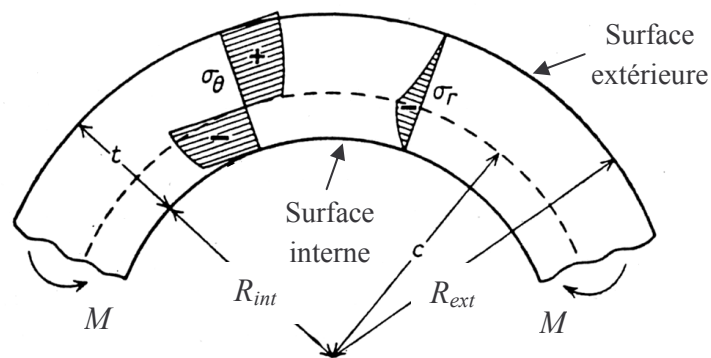


Fig. 3.1. Flexion monotone et plane d'une plaque [1].

Par ailleurs, Wang et al. [3] ont récemment montré, grâce à des simulations numériques de sertissage, que la formation du défaut de ligne en creux est liée à une inversion du moment de flexion subi localement par des éléments de la tôle. Ce phénomène implique un mécanisme de pliage/dépliage, d'où l'existence locale de flexion cyclique. La figure 3.2 illustre cet aspect par le tracé du moment de flexion le long de la tôle, avant et après l'apparition du défaut de ligne en creux.

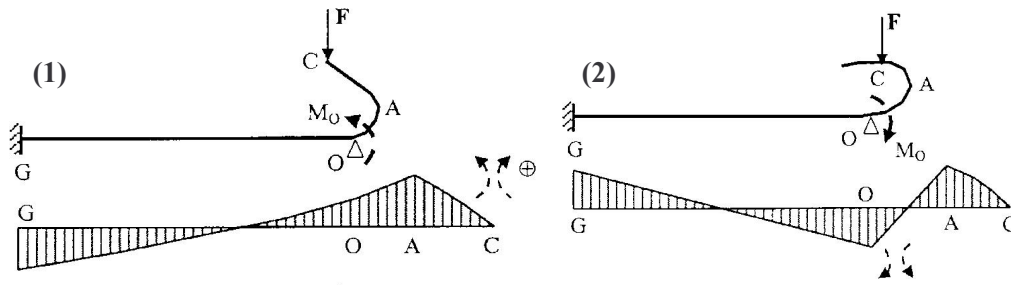


Fig. 3.2. Répartition du moment de flexion dans la tôle avant (1) et après (2) l'apparition du défaut de ligne en creux au cours du sertissage [3].

Or les modèles d'écouissage utilisés pour la simulation du sertissage et présentés dans la littérature ne prennent pas en compte l'effet Bauschinger intervenant lors de telles sollicitations de la tôle : les lois sont généralement à écouissage isotrope [3], [4] (voir paragraphe 1.3 du chapitre 1 ou annexe A.1). La recherche d'une rhéologie de tôle prenant en compte les phénomènes de pliage/dépliage locaux en sertissage s'oriente donc vers des modèles d'écouissage combiné isotrope/cinématique [2]. Les modèles d'écouissage retenus dans notre étude et applicables aux aciers comme aux alliages d'aluminium sont tout d'abord décrits. En utilisant ensuite des essais de flexion alternée et des essais spécifiques de pliage/dépliage, nous étudions dans quelle mesure le comportement en traction permet de décrire la flexion et le pliage. Enfin, les essais de pliage/dépliage conçus et mis au point au CEMEF nous fournissent une base expérimentale pour identifier par méthode inverse les paramètres des lois d'écouissage retenues. L'apport réel de ces modèles en simulation de sertissage sera discuté ultérieurement chapitre 6.

3.2. Modélisation du comportement des tôles en pliage/dépliage

3.2.1. Formalisme de base des lois en élasto-plasticité

Dans le cadre de la formulation générale du comportement élasto-plastique et pour des petites déformations, il est courant d'adopter une décomposition du tenseur des vitesses de déformation totale noté $\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}$ en une partie élastique linéaire réversible et une partie plastique irréversible :

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}} = \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^e + \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^p \quad (3.2)$$

où $\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^e$ et $\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^p$ désignent respectivement le tenseur des vitesses de déformation élastique et plastique.

Par ailleurs, le tenseur des vitesses de déformation $\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}$ est défini comme la partie symétrique du gradient du champ de vitesse \mathbf{v} , comme indiqué ci-dessous :

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}} = \frac{1}{2} (\mathbf{grad}(\mathbf{v}) + \mathbf{grad}^T(\mathbf{v})) \quad (3.3)$$

Dans le cas de l'élasticité, le tenseur des vitesses de déformation élastique définit le tenseur des contraintes de Cauchy $\boldsymbol{\sigma}$ grâce à la loi isotrope linéaire de Hooke :

$$\dot{\boldsymbol{\sigma}} = \frac{E}{1+\nu} \left[\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^e + \frac{\nu}{1-2\nu} \text{trace}(\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^e) \mathbf{I} \right] \quad (3.4)$$

où \mathbf{I} est le tenseur identité d'ordre 2, E le module d'Young classiquement exprimé en GPa et ν le coefficient de Poisson.

Le tenseur des contraintes $\boldsymbol{\sigma}$ étant symétrique, il peut se ramener à une matrice diagonale dans le repère dit des contraintes principales :

$$\boldsymbol{\sigma} = \begin{pmatrix} \sigma_I & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_{II} & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_{III} \end{pmatrix} \quad (3.5)$$

où $(\sigma_I, \sigma_{II}, \sigma_{III})$ sont les contraintes principales.

Dans le cadre général de la plasticité, on définit localement à un instant t donné la vitesse de déformation plastique équivalente au sens de von Mises. Cette variable n'est autre qu'une fonction scalaire du tenseur des vitesses de déformation plastique défini précédemment :

$$\dot{\bar{\varepsilon}}_p = \sqrt{\frac{2}{3} \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^p : \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^p} \quad (3.6)$$

On en déduit la déformation plastique équivalente au sens de von Mises atteinte localement à l'instant t depuis l'instant initial ($t = 0$) :

$$\bar{\varepsilon}_p = \int_0^t \dot{\bar{\varepsilon}}_p d\tau \quad (3.7)$$

Cette quantité croissante en fonction du temps est également appelée déformation plastique équivalente cumulée. Lorsque le matériau est soumis à un chargement cyclique, elle vaut la somme de chaque déformation plastique équivalente emmagasinée à chaque cycle (voir figure 3.3).

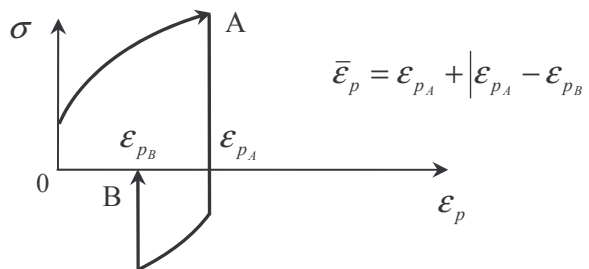


Fig. 3.3. Définition de la déformation plastique équivalente cumulée $\bar{\varepsilon}_p$ en contrainte uni-axiale [2].

Dans le cadre général de la plasticité, il existe à un instant t donné une surface convexe définie dans l'espace des contraintes à partir de laquelle l'écoulement plastique peut se produire. Pour des états de contraintes contenus à l'intérieur de cette surface, le comportement est entièrement élastique. Cette surface est appelée surface de charge ou surface d'écoulement. Son équation peut s'écrire de façon générale en supposant le comportement indépendant de la température :

$$\bar{f} = \bar{f}(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{X}, \bar{\boldsymbol{\varepsilon}}_p, \dot{\bar{\boldsymbol{\varepsilon}}}_p) = \bar{\boldsymbol{\sigma}}(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{X}) - \sigma_0(\bar{\boldsymbol{\varepsilon}}_p, \dot{\bar{\boldsymbol{\varepsilon}}}_p) \quad (3.8)$$

$\bar{\boldsymbol{\sigma}}$ est la contrainte équivalente gouvernée par le tenseur des contraintes de Cauchy $\boldsymbol{\sigma}$ et le tenseur cinématique \mathbf{X} (dont on verra la signification ultérieurement). L'expression de la contrainte équivalente dépend explicitement du critère tridimensionnel de plasticité adopté et exposé au paragraphe suivant. σ_0 est la contrainte limite d'écoulement plastique dépendante de la déformation plastique équivalente et de la vitesse de déformation plastique équivalente (cas élasto-viscoplastique). Dans le cas où le comportement du matériau est insensible à la vitesse de déformation, σ_0 ne dépend que de la déformation plastique. De valeur initiale égale à la limite élastique R_e , $\bar{\boldsymbol{\sigma}}$ peut s'identifier pour un écrouissage isotrope aux lois de comportement identifiées par les essais de traction et présentées dans la partie précédente.

L'expression mathématique de la surface de charge nous permet de définir un critère d'écoulement plastique. Lorsque la déformation est purement élastique, la contrainte équivalente reste inférieure à la limite d'écoulement et cette condition se traduit mathématiquement par $\bar{f} < 0$. Dès que la contrainte équivalente est égale à la contrainte limite d'écoulement plastique ($\bar{f} = 0$), le seuil est atteint et le matériau commence à s'écouler plastiquement à condition que la différentielle $d\bar{f}$ soit nulle (condition de consistance). La condition $d\bar{f} < 0$ correspond à une décharge élastique à partir d'un état plastique initial. Le critère d'écoulement plastique est illustré sur la figure 3.4 dans le repère des contraintes principales et se résume par les équations suivantes :

$$\left\{ \begin{array}{l} \bar{f} < 0 \end{array} \right. \quad \text{➤ Comportement élastique : } \dot{\bar{\boldsymbol{\varepsilon}}}_p = 0 \quad (3.9)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} \bar{f} = 0 \quad \text{et} \quad d\bar{f} = 0 \end{array} \right. \quad \text{➤ Ecoulement plastique : } \dot{\bar{\boldsymbol{\varepsilon}}}_p > 0 \quad (3.10)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} \bar{f} = 0 \quad \text{et} \quad d\bar{f} < 0 \end{array} \right. \quad \text{➤ Décharge élastique : } \dot{\bar{\boldsymbol{\varepsilon}}}_p = 0 \quad (3.11)$$

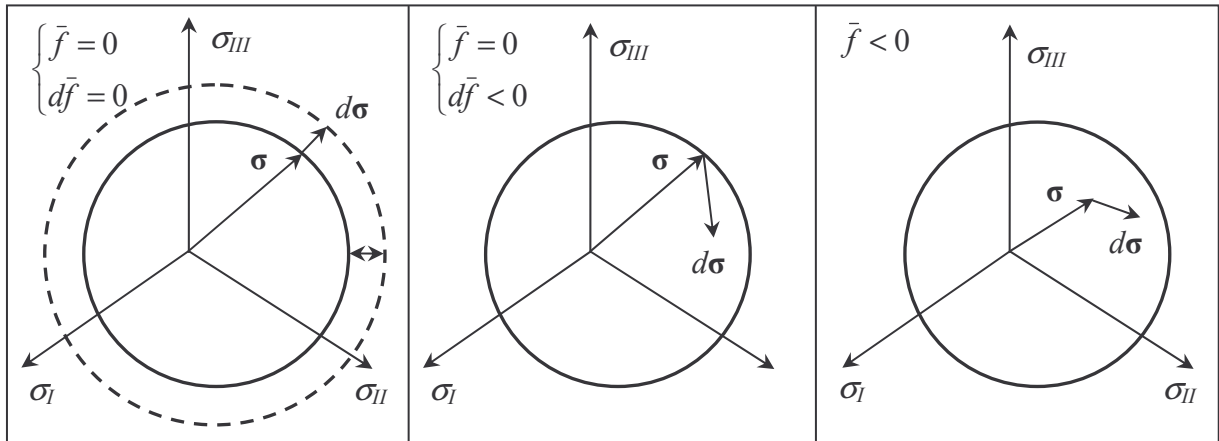


Fig. 3.4. Représentation tridimensionnelle du critère d'écroulement plastique.

Enfin, dans le cadre de la plasticité associée, la surface de charge est confondue à une surface équipotentielle. La condition de normalité dans l'hypothèse d'un écoulement plastique défini par l'équation (3.10) s'écrit donc :

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^p = \dot{\lambda} \frac{\partial \bar{f}}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \quad (3.12)$$

où $\dot{\lambda} \geq 0$ est le multiplicateur plastique de sorte que le tenseur des vitesses de déformation plastique soit colinéaire à la direction de la normale extérieure à la surface de charge.

3.2.2. Critères tridimensionnels de plasticité

Les critères de plasticité définissent la forme prise par la surface de charge dans l'espace des contraintes. Ils déterminent l'expression de la contrainte équivalente $\bar{\sigma}$ définie dans l'équation (3.8). On distingue les critères isotropes et les critères anisotropes dont les formulations ne cessent d'être améliorées.

3.2.2.1. Critère isotrope quadratique de von Mises

Le critère de von Mises proposé en 1913 est le plus utilisé des critères isotropes en formage de matériaux métalliques. Il suppose le comportement de la tôle identique quelle que soit la direction de sollicitation. Par ailleurs, sous l'hypothèse d'incompressibilité plastique, le critère doit être indépendant de la pression hydrostatique définie comme suit :

$$p = -\frac{1}{3} \text{trace}(\boldsymbol{\sigma}) \quad (3.13)$$

Il est donc pertinent d'introduire le tenseur déviateur des contraintes \mathbf{s} défini à partir du tenseur des contraintes de Cauchy $\boldsymbol{\sigma}$ par la relation suivante :

$$\mathbf{s} = \boldsymbol{\sigma} - \frac{1}{3} \text{trace}(\boldsymbol{\sigma}) \mathbf{I} \quad (3.14)$$

Le tenseur cinématique \mathbf{X} est défini comme un tenseur déviateur :

$$\text{trace}(\mathbf{X}) = 0 \quad (3.15)$$

Dans le cadre de la formulation générale d'une surface de charge définie par l'équation (3.8), le critère de von Mises s'exprime de la manière suivante :

$$\bar{\sigma} = \sqrt{\frac{3}{2} (\mathbf{s} - \mathbf{X}) : (\mathbf{s} - \mathbf{X})} \quad (3.16)$$

Il est à noter que ce critère est objectif, c'est-à-dire qu'il découle de la propriété mathématique de l'isotropie, à savoir l'invariance de son expression au changement de repère des tenseurs déviateurs. En l'écrivant à partir des composantes du tenseur $\boldsymbol{\alpha} = \boldsymbol{\sigma} - \mathbf{X}$ dans un repère quelconque, la relation (3.16) devient :

$$\bar{\sigma}(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{X}) = \sqrt{\frac{1}{2} \left[(\alpha_{yy} - \alpha_{zz})^2 + (\alpha_{xx} - \alpha_{zz})^2 + (\alpha_{xx} - \alpha_{yy})^2 + 6(\alpha_{xy}^2 + \alpha_{yz}^2 + \alpha_{xz}^2) \right]} \quad (3.17)$$

Dans ces conditions, on montre qu'en utilisant l'équation de consistance $d\bar{f} = 0$, le multiplicateur plastique défini plus haut peut s'écrire :

$$\dot{\lambda} = \dot{\bar{\epsilon}}_p \quad (3.18)$$

3.2.2.2. Critère anisotrope quadratique de Hill48

Comme décrit dans l'annexe B.3, le comportement des tôles est bien souvent anisotrope en raison de l'orientation préférentielle de la direction cristallographique des grains dans le sens de laminage. On définit le repère lié à la tôle $(\mathbf{x}, \mathbf{y}, \mathbf{z})$ mentionné sur la figure B.2 de l'annexe B.3, où l'axe \mathbf{x} coïncide avec la direction de laminage ($i = 0^\circ$), l'axe \mathbf{y} avec la direction transverse ($i = 90^\circ$) et l'axe \mathbf{z} est normal à la tôle. Le critère proposé par Hill en 1948 [1] suppose l'orthotropie de la tôle dans le repère $(\mathbf{x}, \mathbf{y}, \mathbf{z})$ qui n'est autre qu'un cas particulier de l'anisotropie. Dans ces conditions, le critère quadratique s'exprime de façon générale en fonction du tenseur des contraintes $\boldsymbol{\sigma}$ et du tenseur cinématique \mathbf{X} , tous deux exprimés dans le repère d'orthotropie :

$$\bar{\sigma}(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{X}) = \sqrt{F(\alpha_{yy} - \alpha_{zz})^2 + G(\alpha_{xx} - \alpha_{zz})^2 + H(\alpha_{xx} - \alpha_{yy})^2 + 2L\alpha_{yz}^2 + 2M\alpha_{xz}^2 + 2N\alpha_{xy}^2} \quad (3.19)$$

où $\boldsymbol{\alpha} = \boldsymbol{\sigma} - \mathbf{X}$ et où F, G, H, L, M, N sont les paramètres caractéristiques de l'anisotropie et de la forme de la surface de charge.

Sous l'hypothèse de contraintes planes dans le plan de la tôle, légitimement fondée pour le formage des produits plats, il advient que :

$$\bar{\sigma}(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{X}) = \sqrt{(G+H)\alpha_{xx}^2 + (F+H)\alpha_{yy}^2 - 2H\alpha_{xx}\alpha_{yy} + 2N\alpha_{xy}^2} \quad (3.20)$$

En appliquant cette relation combinée avec la condition de normalité (3.12), on peut aisément exprimer les paramètres F, G, H, N en fonction des coefficients d'anisotropie r_0, r_{45}, r_{90} définis dans l'annexe B.3 :

$$F = \frac{r_0}{r_{90}(1+r_0)}, \quad G = \frac{1}{1+r_0}, \quad H = \frac{r_0}{1+r_0}, \quad N = \frac{F+G}{2}(1+2r_{45}) \quad (3.21)$$

Remarque : le critère de Hill48 peut aussi s'exprimer sous une forme analogue au critère de von Mises :

$$\bar{\sigma}(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{X}) = \sqrt{\frac{3}{2}(\mathbf{s} - \mathbf{X}) : \mathbf{P} : (\mathbf{s} - \mathbf{X})} \quad (3.22)$$

où \mathbf{P} est un tenseur symétrique d'ordre 4 défini comme suit :

$$\begin{cases} P_{1111} = \frac{2}{3}(G + H) \\ P_{2222} = \frac{2}{3}(F + H) \\ P_{3333} = \frac{2}{3}(F + G) \end{cases} \quad \begin{cases} P_{1122} = P_{2211} = -\frac{2}{3}H \\ P_{1133} = P_{3311} = -\frac{2}{3}G \\ P_{2233} = P_{3322} = -\frac{2}{3}F \end{cases} \quad \begin{cases} P_{1212} = P_{2121} = -\frac{2}{3}N \\ P_{1313} = P_{3131} = -\frac{2}{3}M \\ P_{2323} = P_{3232} = -\frac{2}{3}L \end{cases} \quad (3.23)$$

On retrouve ainsi le critère de von Mises en considérant le cas isotrope ($r_0 = r_{45} = r_{90} = 1$), soit d'après les relations (3.21) :

$$F = G = H = \frac{1}{2}, \quad L = M = N = \frac{3}{2} \quad (3.24)$$

L'expression (3.19) devient analogue à la relation (3.17). Le critère de von Mises peut alors être vu comme un cas particulier du critère quadratique de Hill48.

3.2.2.3. Autres critères anisotropes

Bien d'autres critères orthotropes décrivant l'anisotropie des tôles sont apparus depuis. Le critère non quadratique de Hosford [5] introduit un exposant pour mieux prendre en compte la structure cristallographique des matériaux. Initialement développé pour des matériaux isotropes, il permet de généraliser les critères de von Mises et de Tresca. Ce critère a été généralisé au cas anisotrope des tôles [6]. Barlat et Lian [7] ont aussi développé un critère généralisant le modèle de Hosford et utilisé en formage de tôles. Plus récemment, Banabic et al. [8], [9], [10] ont proposé une généralisation du critère de Barlat et Lian au prix d'un nombre de coefficients plus élevé.

a. Critère non quadratique de Barlat et Lian, 1989 [7]

Ce modèle permet de généraliser le critère quadratique de Hill48 et les critères non quadratiques de Hosford [5], [6]. En supposant les contraintes planes dans le plan de la tôle, on l'applique ici à un écrouissage général donné par la relation (3.8). L'expression de la contrainte équivalente prend dans ce cas la forme suivante :

$$\bar{\sigma}(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{X}) = \left[\frac{1}{2} \left(A|K_1 + K_2|^{2k} + A|K_1 - K_2|^{2k} + (2 - A)|2K_2|^{2k} \right) \right]^{1/2k} \quad (3.25)$$

$$\begin{cases} K_1 = \frac{1}{2}(\alpha_{xx} + H\alpha_{yy}) \\ K_2 = \sqrt{\left(\frac{\alpha_{xx} - H\alpha_{yy}}{2}\right)^2 + (P\alpha_{xy})^2} \end{cases} \quad (3.26)$$

Les paramètres A , H , P sont identifiables à partir des limites élastiques dans diverses directions et des trois coefficients d'anisotropie r_0 , r_{45} , r_{90} , déterminés à partir d'essais de traction uni-axiale. Par ailleurs, les auteurs préconisent d'utiliser la valeur 3 de l'exposant k pour les matériaux à structure cristallographique cubique centrée et la valeur 4 pour des structures cubiques faces centrées.

b. Critère de Banabic et al., BBC2000 [8]

Banabic et al. ont présenté différentes versions de leur critère de plasticité dans un certain nombre de publications [8], [9], [10]. Leur critère est une extension du modèle de Barlat et Lian et peut finalement s'écrire sous la forme générale suivante :

$$\bar{\sigma}(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{X}) = \left[\frac{1}{2} \left(A|\Gamma + \Psi|^{2k} + A|\Gamma - \Psi|^{2k} + (2 - A)|2\Lambda|^{2k} \right) \right]^{1/2k} \quad (3.27)$$

$$\begin{cases} \Gamma = \frac{1}{2}(\gamma_1\alpha_{xx} + \gamma_2\alpha_{yy}) \\ \Psi = \sqrt{\left(\frac{\Psi_1\alpha_{xx} - \Psi_2\alpha_{yy}}{2}\right)^2 + (\Psi_3\alpha_{xy})^2} \\ \Lambda = \sqrt{\left(\frac{\lambda_1\alpha_{xx} - \lambda_2\alpha_{yy}}{2}\right)^2 + (\lambda_3\alpha_{xy})^2} \end{cases} \quad (3.28)$$

Les paramètres γ_1 , γ_2 , Ψ_1 , Ψ_2 , Ψ_3 , λ_1 , λ_2 , λ_3 sont identifiables à partir des limites élastiques en traction uni-axiale selon diverses directions, des coefficients d'anisotropie r_0 , r_{45} , r_{90} et des limites élastiques en traction bi-axiale. Les auteurs montrent d'après les relations (3.27) et (3.28) que A doit être tel que $0 < A < 1$, ceci afin de respecter la propriété de convexité de la surface de charge dans l'espace des contraintes. Il est à noter enfin que Barlat et al. [11] ont récemment formulé un nouveau critère de plasticité, très similaire à celui-ci et dans lequel l'anisotropie est induite par deux transformations linéaires du tenseur des contraintes. Mattiasson et Sigvant [12] ont d'ailleurs montré que ce sont ces deux critères qui donnent aujourd'hui la meilleure localisation de l'ensemble des points de la surface de charge. Ils ont notamment mis en évidence l'importance du critère de plasticité pour la prédiction de la striction en montrant l'intérêt d'utiliser de tels critères d'anisotropie en formage de tôles.

3.2.3. Loïs d'écoulement

3.2.3.1. Loïs d'écrouissage isotrope

Le critère d'écrouissage isotrope est classiquement utilisé en formage de tôle et en particulier en sertissage [4]. La surface de charge ne dépend pas dans ce cas du tenseur d'écrouissage cinématique \mathbf{X} qui reste nul pendant l'opération. L'équation générale de la surface de charge pour le critère d'écoulement isotrope en élasto-plasticité se réduit donc à :

$$\begin{cases} \bar{f} = \bar{\sigma}(\boldsymbol{\sigma}) - \sigma_0(\bar{\boldsymbol{\varepsilon}}_p, \dot{\bar{\boldsymbol{\varepsilon}}}_p) & (3.29) \\ \sigma_0(\bar{\boldsymbol{\varepsilon}}_p = 0, \dot{\bar{\boldsymbol{\varepsilon}}}_p = 0) = R_e & (3.30) \end{cases}$$

L'évolution de la surface de charge au cours du temps se traduit géométriquement par une dilatation isotrope de la surface d'écoulement initiale dans l'espace des contraintes. Cette dilatation est directement gérée par la limite d'écoulement σ_0 , fonction de la déformation plastique équivalente cumulée et de la vitesse de déformation plastique équivalente. Cette loi s'obtient classiquement à partir d'essais de traction vus précédemment ou d'autres essais pour identifier le comportement en grandes déformations comme le cisaillement [4], [13], la torsion [14], les essais de gonflage [15], ... Plus le matériau s'écrouit et plus la surface de charge gonfle. L'évolution de la surface d'écoulement peut être ainsi assimilée à une homothétie (de rapport supérieur à un) de la surface de charge initiale dans l'espace des contraintes. La taille de la surface est directement pilotée par la contrainte d'écoulement plastique qui correspond initialement à la limite d'élasticité. La figure 3.5 ci-dessous montre une représentation tridimensionnelle de l'évolution de la surface de charge dans le repère des contraintes principales dans le cas de l'écoulement isotrope. L'évolution des contraintes et des déformations correspondantes est aussi décrite pour le cas simple d'une traction suivie d'une compression uni-axiales. On traite ici le cas particulier du critère de plasticité de von Mises pour lequel l'expression de la contrainte équivalente $\bar{\sigma}(\boldsymbol{\sigma})$ est indiquée par la relation (3.17) sans écrouissage cinématique.

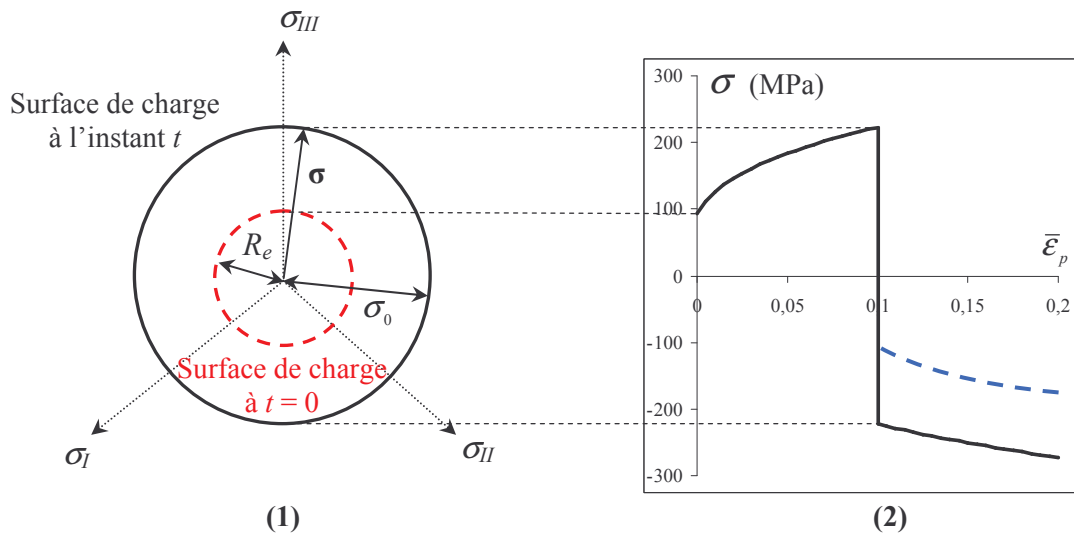


Fig. 3.5. Représentation de l'écrouissage isotrope dans le plan d'équation $\text{trace}(\boldsymbol{\sigma}) = 0$ (1) et en traction/compression uni-axiales (2) ne modélisant pas l'effet Bauschinger (en pointillés bleus).

Si l'écroissage isotrope décrit bien le durcissement du matériau en cours de déformation monotone, il ne tient cependant pas compte de l'effet Bauschinger des tôles qui se manifeste par un abaissement de la contrainte d'écoulement plastique lorsqu'un matériau initialement en traction (respectivement compression) est soumis à de la compression (respectivement traction) (voir figure 3.5).

3.2.3.2. Lois d'écroissage cinématique

L'équation générale de la surface de charge relative au critère d'écoulement cinématique fait intervenir le tenseur d'écroissage cinématique \mathbf{X} et se réduit en élasto-plasticité à :

$$\bar{f} = \bar{\sigma}(\mathbf{s} - \mathbf{X}) - R_e \quad (3.31)$$

La contrainte limite d'écoulement reste constante et égale à la limite d'élasticité R_e . Autrement dit, cette condition empêche la dilatation de la surface de charge assimilée à un corps rigide dont le centre se déplace dans l'espace des contraintes. Il est donc nécessaire de connaître la loi d'évolution du tenseur d'écroissage cinématique pilotant le déplacement du centre de la surface de charge au cours du temps. Pour cela, différents modèles d'écroissage cinématique existent dans la littérature [2] : les deux principaux sont le modèle linéaire de Prager et le modèle non linéaire de Lemaître Chaboche.

a. Modèle d'écroissage cinématique linéaire de Prager

Prager [16] a proposé la loi d'évolution linéaire introduisant un coefficient de proportionnalité C_0 entre la variation temporelle du tenseur d'écroissage cinématique $\dot{\mathbf{X}}$ et le tenseur des vitesses de déformation plastique $\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^p$:

$$\dot{\mathbf{X}} = \frac{2}{3} C_0 \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^p \quad (3.32)$$

Appliquons ce modèle dans le cas particulier du critère de plasticité de von Mises au cas simple de la traction uni-axiale effectuée jusqu'à la déformation plastique équivalente $\bar{\varepsilon}_1$ et suivie d'une compression uni-axiale. On obtient alors les équations reliant la contrainte de traction σ à la déformation plastique équivalente cumulée :

$$\begin{cases} \sigma = R_e + C_0 \bar{\varepsilon}_p & \text{dans la phase de traction où } 0 < \bar{\varepsilon}_p < \bar{\varepsilon}_1 \\ \sigma = -R_e - C_0 (\bar{\varepsilon}_p - 2\bar{\varepsilon}_1) & \text{dans la phase de compression où } \bar{\varepsilon}_1 < \bar{\varepsilon}_p \end{cases} \quad (3.33)$$

$$\quad (3.34)$$

L'évolution de la contrainte en fonction de la déformation est nécessairement linéaire. La figure 3.6 représente la transformation géométrique de la surface de charge dans le repère des contraintes principales pour le cas particulier du critère de plasticité de von Mises. La courbe d'écroissage associée et obtenue en traction/compression uni-axiales est également représentée. D'une part, la linéarité entre la contrainte de traction et la déformation n'est pas représentative du comportement réel du matériau compte tenu des courbes d'écroissage rationnelles présentées figure 2.5 du chapitre 2 pour les nuances étudiées. D'autre part, si l'effet Bauschinger est qualitativement représenté par ce

modèle, sa quantification n'est pas correcte puisque le retour à la compression pour des déformations supérieures à $\bar{\epsilon}_1$ impose une contrainte nécessairement négative. Or le graphe (2) de la figure 3.6 montre le contraire. Le modèle cinématique de Prager [16] constitue cependant le modèle de base pour la formulation de l'érouissage cinématique où les deux coefficients R_e et C_0 peuvent être identifiés uniquement à partir d'essais de traction [2], [17].

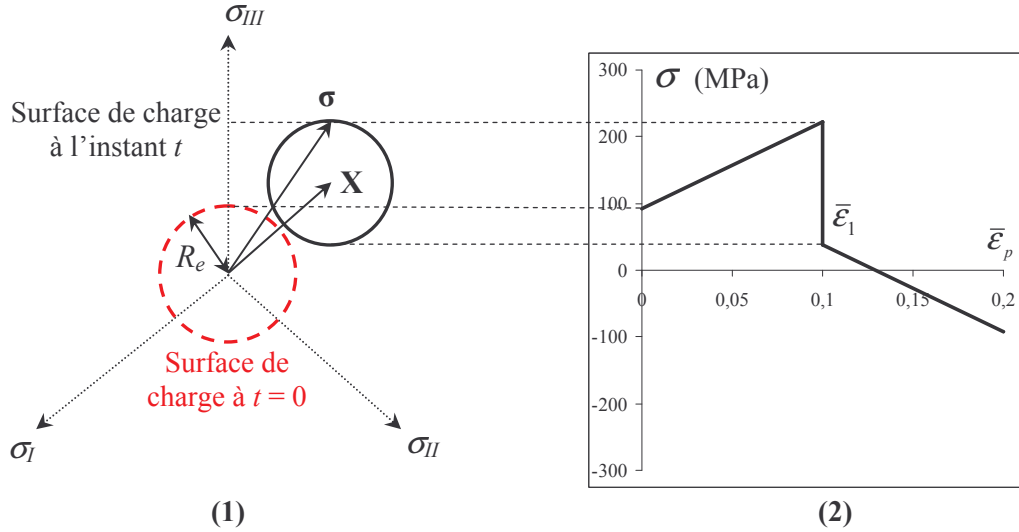


Fig. 3.6. Représentation de l'érouissage cinématique linéaire de Prager dans le plan d'équation $trace(\sigma) = 0$ (1) et en traction/compression uni-axiales (2).

b. Modèle d'érouissage cinématique non linéaire de Lemaître Chaboche

Ce modèle a été introduit par Armstrong et Frederick [18], puis par la suite développé par Chaboche [19] qui l'a appliqué au cas de sollicitations cycliques de superalliages à base nickel utilisés à haute température dans l'aéronautique. L'inconvénient de la linéarité de la loi de Prager [16] est levé par un terme de rappel qui introduit un effet de mémoire évanescence du trajet de déformation [18] :

$$\dot{\mathbf{X}} = \frac{2}{3} C_0 \dot{\epsilon}^p - \gamma \dot{\bar{\epsilon}}_p \mathbf{X} \quad (3.35)$$

où γ introduit le caractère non linéaire de la loi et C_0 est le coefficient déjà présent dans le modèle de Prager.

Cette loi n'est autre qu'une généralisation de la loi de Prager. En appliquant ce modèle au cas de la traction/compression uni-axiales pour le critère de plasticité de von Mises, on obtient les équations reliant la contrainte de traction/compression σ à la déformation plastique équivalente cumulée :

$$\left\{ \begin{array}{l} \sigma = R_e + \frac{C_0}{\gamma} [1 - \exp(-\gamma \bar{\epsilon}_p)] \end{array} \right. \quad \text{où } 0 < \bar{\epsilon}_p < \bar{\epsilon}_1 \text{ (traction) } \quad (3.36)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} \sigma = -R_e + \frac{C_0}{\gamma} [-1 + (2 - \exp(-\gamma \bar{\epsilon}_1)) \exp(-\gamma(\bar{\epsilon}_p - \bar{\epsilon}_1))] \end{array} \right. \quad \text{où } \bar{\epsilon}_1 < \bar{\epsilon}_p \text{ (compression) } \quad (3.37)$$

Comme le montre la figure 3.7, la représentation géométrique de l'évolution de la surface de charge en utilisant le critère de plasticité de von Mises est similaire au cas de l'écroutissage cinématique linéaire. En revanche, l'allure de la courbe obtenue en traction/compression intègre la non linéarité de l'écroutissage représentatif de celui observé expérimentalement sur les courbes rationnelles d'écroutissage (voir figure 2.5 du chapitre 2).

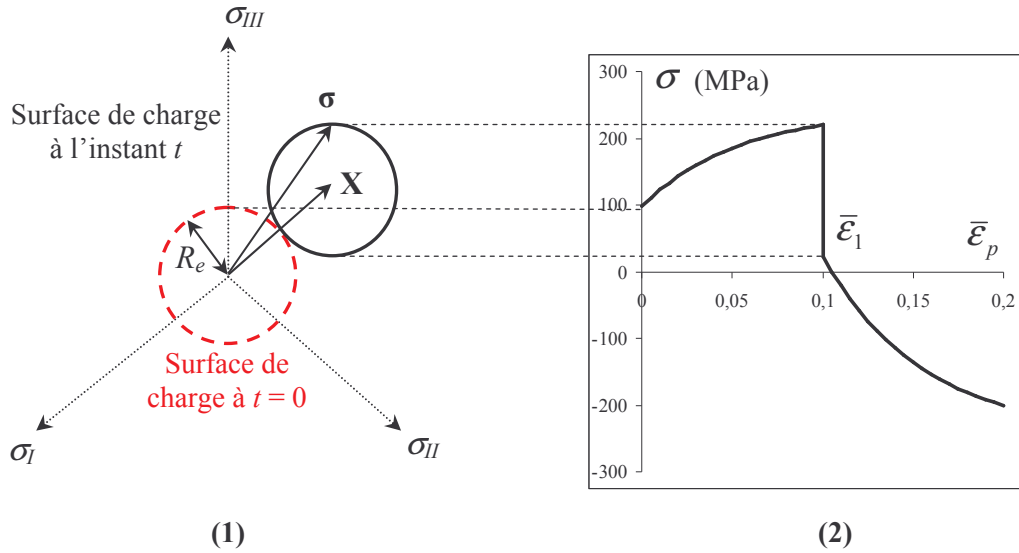


Fig. 3.7. Représentation tridimensionnelle de l'écroutissage cinématique de Lemaître-Chaboche dans le plan d'équation $\text{trace}(\boldsymbol{\sigma}) = 0$ (1) et comportement associé en traction/compression uni-axiales (2).

Cependant, la description du passage à la compression représente encore imparfaitement le comportement réel pour les mêmes raisons soulevées que pour le modèle de Prager. Enfin, de façon analogue à la formulation de Prager, il est possible d'identifier les trois coefficients du modèle, R_e , C_0 et γ à partir d'un seul essai de traction uni-axiale [2], [17]. Ce modèle reste limité puisque le comportement identifié ne tient pas compte du comportement en compression, d'où une mauvaise description de l'effet Bauschinger. Il faudrait en toute rigueur réaliser l'identification sur la traction et la compression, mais l'insuffisance du nombre de paramètres nous empêche une bonne représentation des deux modes de sollicitation à la fois.

3.2.3.3. Lois d'écroutissage combiné isotrope/cinématique

Des modèles superposant l'écroutissage isotrope et l'écroutissage cinématique ont été proposés par Chaboche [20] et par Hughes [21] afin de lever les problèmes induits par les modèles d'écroutissage cinématique pur. L'équation générale de la surface de charge dans le cas où l'écroutissage isotrope et l'écroutissage cinématique coexistent s'écrit :

$$\bar{f} = \bar{\sigma}(\mathbf{s} - \mathbf{X}) - \sigma_0(\bar{\epsilon}_p) \quad (3.38)$$

Ces lois permettent ainsi de généraliser la transformation de la surface de charge dans l'espace des contraintes. La variable cinématique \mathbf{X} décrit le déplacement du centre de la surface de charge dans l'espace des contraintes tandis que la contrainte limite d'écoulement plastique σ_0 gère la dilatation de la surface d'écoulement.

a. Ecrouissage combiné de Lemaître Chaboche [20]

L'expression de la variable d'écrouissage cinématique \mathbf{X} est décrite par l'équation (3.35). Le modèle dans sa formulation initiale introduit en plus la variable relative à l'écrouissage isotrope notée R définie à partir de la contrainte limite d'écoulement plastique σ_0 et de la limite d'élasticité R_e :

$$\sigma_0(\bar{\epsilon}_p) = R_e + R(\bar{\epsilon}_p) \quad (3.39)$$

L'évolution de R peut être avantageusement particularisée au moyen d'une équation similaire à celle gouvernant la variable d'écrouissage cinématique (3.35) :

$$\dot{R} = C_R (R_{sat} - R) \dot{\bar{\epsilon}}_p \quad (3.40)$$

où C_R et R_{sat} sont des coefficients caractéristiques de l'écrouissage isotrope.

En intégrant cette équation de l'instant $t = 0$ à t , on obtient une loi à saturation de type Voce pour la contrainte limite d'écoulement :

$$\begin{cases} \sigma_0(\bar{\epsilon}_p) = R_e + R(\bar{\epsilon}_p) \\ R(\bar{\epsilon}_p) = R_{sat} [1 - \exp(-C_R \bar{\epsilon}_p)] \end{cases} \quad (3.41)$$

Aucune restriction ne nous limite à choisir d'autres lois que celle décrite ci-dessus. On peut ainsi choisir une loi de type Hollomon correspondant mieux au comportement des tôles en acier (voir chapitre 2). Les équations (3.41) deviennent donc dans ce cas :

$$\begin{cases} \sigma_0(\bar{\epsilon}_p) = K \bar{\epsilon}_p^n \\ R(\bar{\epsilon}_p) = K \bar{\epsilon}_p^n - R_e \end{cases} \quad (3.42)$$

En appliquant ces équations au cas d'une traction uni-axiale suivie d'une compression uni-axiale, on obtient les équations ci-dessous qui permettent de tracer la contrainte de traction/compression en fonction de la déformation plastique équivalente cumulée :

$$\begin{cases} \sigma = \sigma_0(\bar{\epsilon}_p) + \frac{C_0}{\gamma} [1 - \exp(-\gamma \bar{\epsilon}_p)] & \text{où } 0 < \bar{\epsilon}_p < \bar{\epsilon}_1 \end{cases} \quad (3.43)$$

$$\begin{cases} \sigma = -\sigma_0(\bar{\epsilon}_p) + \frac{C_0}{\gamma} [-1 + (2 - \exp(-\gamma \bar{\epsilon}_1)) \exp(-\gamma(\bar{\epsilon}_p - \bar{\epsilon}_1))] & \text{où } \bar{\epsilon}_1 < \bar{\epsilon}_p \end{cases} \quad (3.44)$$

La figure 3.8 illustre l'érouissage mixte dans l'espace des contraintes par le déplacement du centre de la surface de charge combiné à la dilatation de celle-ci. Les relations analytiques (3.43) et (3.44) montrent qu'il est nécessaire d'identifier les cinq coefficients du modèle R_e , R_{sat} , C_R , C_0 et γ à partir d'un cycle, soit par exemple une traction uni-axiale (respectivement une compression uni-axiale) suivie d'une compression uni-axiale (respectivement une traction uni-axiale). Elle permet alors de décrire correctement l'effet Bauschinger. Cependant, un essai de compression uni-axiale ne peut pas être envisagé sur des tôles en raison du flambage empêchant le dépouillement. D'autres techniques comme des essais de flexion cycliques de tôles ont été développées par Yoshida [22], Zhao [23], Brunet et al. [24]. Les coefficients de ce modèle sont alors identifiés grâce à un processus d'analyse inverse. Ce modèle est très utilisé aujourd'hui notamment pour la simulation du retour élastique [25].

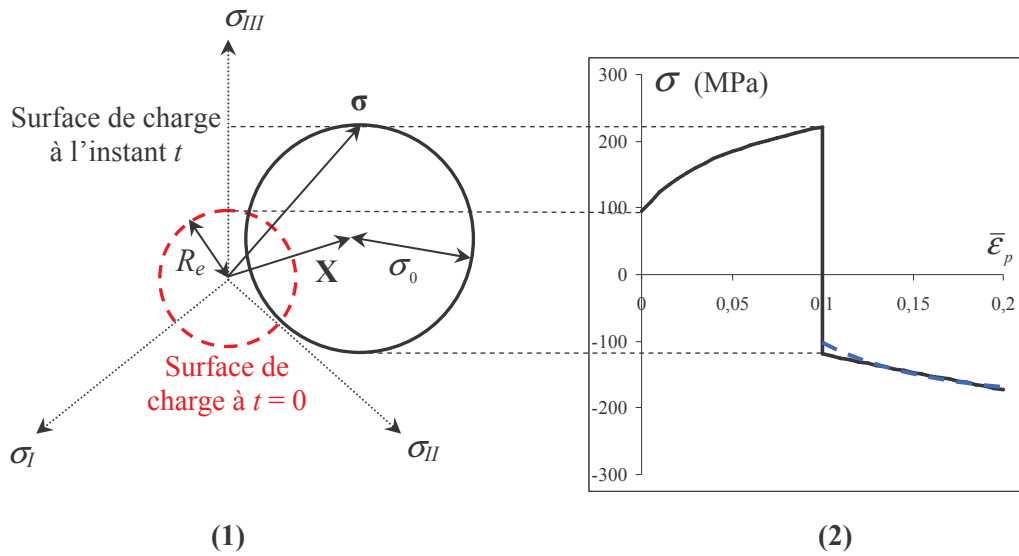


Fig. 3.8. Représentation tridimensionnelle de l'érouissage mixte de Lemaître-Chaboche dans le plan d'équation $\text{trace}(\boldsymbol{\sigma})=0$ (1) et en traction/compression uni-axiales (2) montrant une meilleure reproductibilité de l'effet Bauschinger (en pointillés bleus).

b. Erouissage combiné de Hughes [21]

Ce modèle est proposé par Hughes [21] à partir de la théorie de Casey et Naghdi [26] et suppose que l'érouissage total est une combinaison linéaire de l'érouissage cinématique et de l'érouissage isotrope. Il est utilisé par Aliaga [27] dans le cadre de la simulation numérique d'opérations de trempe de pièces forgées en acier. L'équation régissant la partie isotrope est la suivante :

$$\begin{cases} \sigma_0(\bar{\epsilon}_p) = R_e + R(\bar{\epsilon}_p) \\ R(\bar{\epsilon}_p) = (1 - \beta)H(\bar{\epsilon}_p) \end{cases} \quad (3.45)$$

où β est le coefficient pondérateur de l'érouissage cinématique tel que :

- Si $\beta = 0$, l'érouissage est purement isotrope,
- Si $0 < \beta < 1$, l'érouissage est mixte isotrope/cinématique,
- Si $\beta = 1$, l'érouissage est purement cinématique.

(R_e+H) correspond à la loi d'écroissage isotrope déduite par exemple des essais de traction. Cette quantité peut être par exemple assimilée à une loi puissance, une loi de Voce ou une loi intermédiaire (voir chapitre 2). L'équation pilotant l'écroissage cinématique est :

$$\dot{X} = \frac{2}{3} \beta \frac{\partial H}{\partial \bar{\epsilon}_p} \dot{\epsilon}^p \quad (3.46)$$

En utilisant les équations (3.45) et (3.46) du modèle, on obtient les expressions (3.47) et (3.48) de la contrainte apparente de traction/compression lors d'un essai de traction uni-axiale réalisé jusqu'à une déformation plastique équivalente $\bar{\epsilon}_1$ et suivie d'une compression uni-axiale.

$$\begin{cases} R(\bar{\epsilon}_p) = (1 - \beta)H(\bar{\epsilon}_p) \\ X(\bar{\epsilon}_p) = \beta H(\bar{\epsilon}_p) \end{cases} \quad \text{où } 0 < \bar{\epsilon}_p < \bar{\epsilon}_1 \text{ en phase de traction} \quad (3.47)$$

$$\Rightarrow \sigma(\bar{\epsilon}_p) = R_e + H(\bar{\epsilon}_p)$$

$$\begin{cases} R(\bar{\epsilon}_p) = (1 - \beta)H(\bar{\epsilon}_p) \\ X(\bar{\epsilon}_p) = 2\beta H(\bar{\epsilon}_1) - \beta H(\bar{\epsilon}_p) \end{cases} \quad \text{où } \bar{\epsilon}_1 < \bar{\epsilon}_p \text{ en phase de compression} \quad (3.48)$$

$$\Rightarrow \sigma(\bar{\epsilon}_p) = -R_e - H(\bar{\epsilon}_p) + 2\beta H(\bar{\epsilon}_1)$$

On retrouve d'après ces équations que l'expression (R_e+H) correspond bien à la valeur de la contrainte identifiée lors de la traction uni-axiale. Le coefficient β paramètre le niveau de la contrainte au cours de la compression. En revanche, il n'a aucune incidence sur la contrainte apparente au cours de la traction mais influe uniquement sur l'effet Bauschinger. La figure 3.9 ci-dessous donne les courbes d'écroissage en traction/compression uni-axiales pour différentes valeurs de β comprises entre 0 et 1. Elles montrent que le coefficient β peut être identifié uniquement en phase de compression et que les paramètres de la loi H peuvent être déterminés dans la phase de la traction.

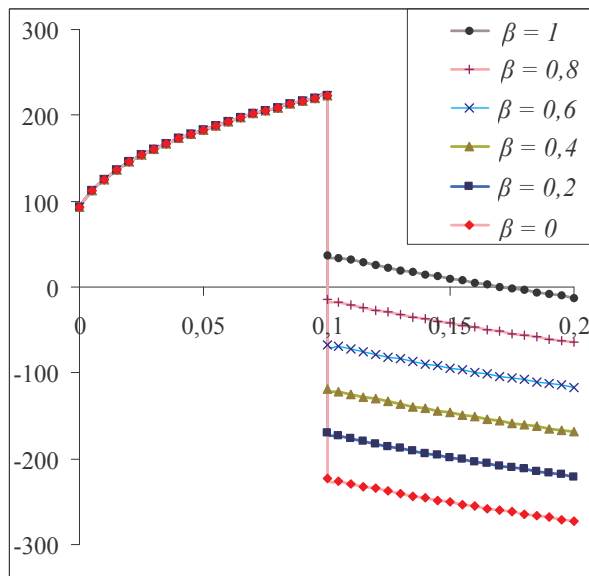


Fig. 3.9. Courbes d'écroissage en traction/compression uni-axiales pour différents coefficients β .

3.3. Caractérisation expérimentale des tôles en pliage/dépliage

Des essais de flexion quatre points sont choisis de préférence à des essais de flexion trois points, car ils permettent d'imposer une courbure constante entre les deux cylindres centraux et n'entraînent aucune localisation des déformations dans la zone centrale de la tôle. Un montage de pliage/dépliage basé sur le principe de la flexion trois points a été conçu au CEMEF pour enrichir la caractérisation rhéologique des tôles. Cet essai entraîne en revanche une localisation des déformations dans la partie centrale de la tôle, mais présente l'avantage d'atteindre des déformations bien supérieures et plus représentatives de celles atteintes en sertissage. La présentation de ces deux essais complémentaires ainsi que les résultats expérimentaux obtenus sur quelques nuances font l'objet de ce paragraphe.

3.3.1. Essais de flexion quatre points alternés

3.3.1.1. Principe expérimental

La géométrie de l'essai est présentée sur la figure 3.10. La vitesse de descente des appuis centraux est de 10 mm/min. La direction de déformation de la tôle pendant l'essai de flexion coïncide avec l'axe des x défini sur la figure 3.10. On choisit successivement comme direction de déformation la direction de laminage, la direction transverse et la direction à 45° . Trois essais sont réalisés pour chaque direction afin de s'assurer de leur reproductibilité. Après imposition de la flèche maximale (correspondant à un déplacement u des appuis centraux de 16 mm), on suit le redressement de la tôle après son retournement. La tôle subit donc un cycle de flexion. Un marquage recto verso de la tôle par électro-gravage permet de mesurer, par corrélation 3D réalisée avec ARAMIS, les déformations plastiques après chaque cycle.

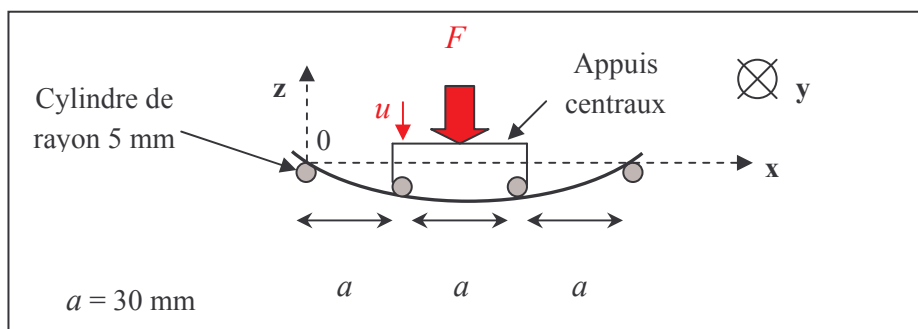


Fig. 3.10. Géométrie de l'essai de flexion quatre points.

Le rayon des cylindres d'appui est de 5 mm. Au cours de l'essai, les deux appuis centraux sont solidaires d'une machine de traction Erichssen de capacité maximale 2 kN. Ils sont animés d'une vitesse constante et exercent la force F nécessaire pour soumettre la tôle en flexion. On mesure expérimentalement cette force résultante F en fonction du déplacement des cylindres centraux u . Les éprouvettes utilisées sont de géométrie carrée de dimensions $100 \times 100 \text{ mm}^2$.

3.3.1.2. Résultats expérimentaux

Les essais sont réalisés sur des tôles en alliage d'aluminium 6016 DR100 d'épaisseur 1,2 mm et sur des tôles en acier P220 d'épaisseur 0,68 mm. Les courbes expérimentales donnant la force appliquée par les cylindres centraux en fonction de leur déplacement sont données sur la figure 3.11. Ces courbes sont tracées pour différents sens de sollicitation de la tôle (dans le sens de laminage 0° , dans le sens 45° et dans le sens travers 90°). Les résultats confirment les constatations tirées des essais de traction, à savoir la faible influence du sens de sollicitation de la tôle sur le niveau des forces appliquées. On observe cependant une influence plus notable pour la tôle en acier que pour la tôle en alliage d'aluminium. Ce constat est corrélé à une variation plus importante du coefficient d'anisotropie en fonction du sens de sollicitation de la tôle (voir tableaux 2.5 et 2.6 du chapitre 2).

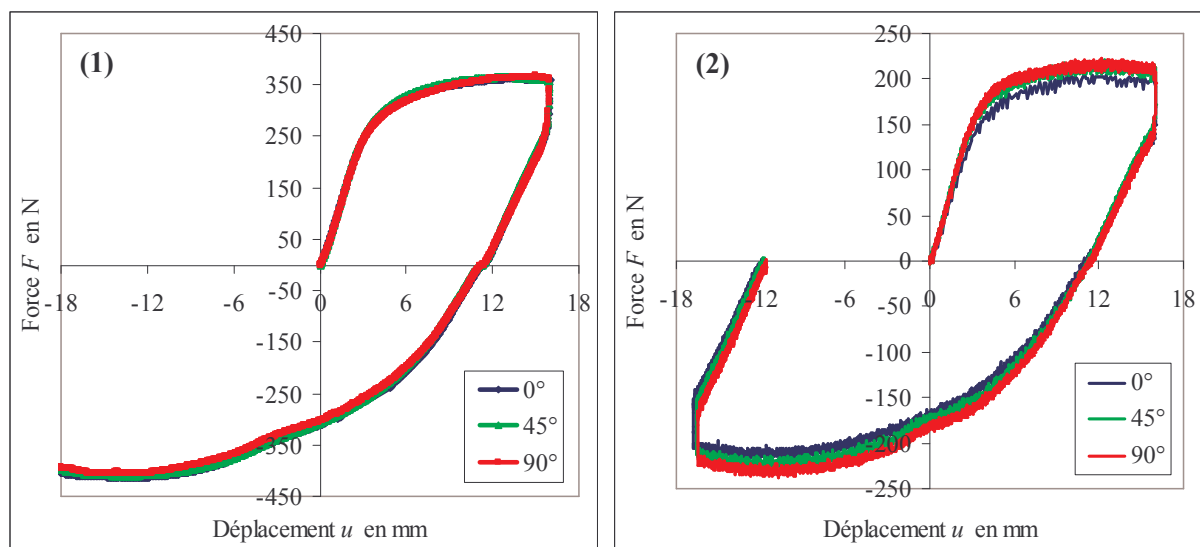


Fig. 3.11. Force résultante en fonction du déplacement des cylindres centraux pour l'alliage d'aluminium 6016 DR100 d'épaisseur 1,2 mm (1) et l'acier P220 d'épaisseur 0,68 mm (2).

Les déformations maximales atteintes sur la surface en extension de la tôle et mesurées grâce à ARAMIS sont de l'ordre de 0,01 à 0,02 après un déplacement maximal u de 16 mm en flexion directe. La figure 3.12 représente la répartition des déformations sur une section longitudinale parallèle au plan $(0, x, z)$ défini sur la figure 3.10. On vérifie d'une part que ce profil est bien confondu avec celui donné par le modèle analytique dont les hypothèses rappelées en annexe C sont valables pour de faibles déformations. D'autre part, on peut vérifier que les déformations sont bien planes dans le plan $(0, x, z)$. En effet, comme le montre le graphe (3) de la figure 3.10, les déformations mesurées suivant la direction y sont beaucoup plus faibles que les déformations longitudinales (suivant la direction x). Leurs valeurs sont de l'ordre de grandeur de l'incertitude de mesure des déformations par ARAMIS, soit 0,001.

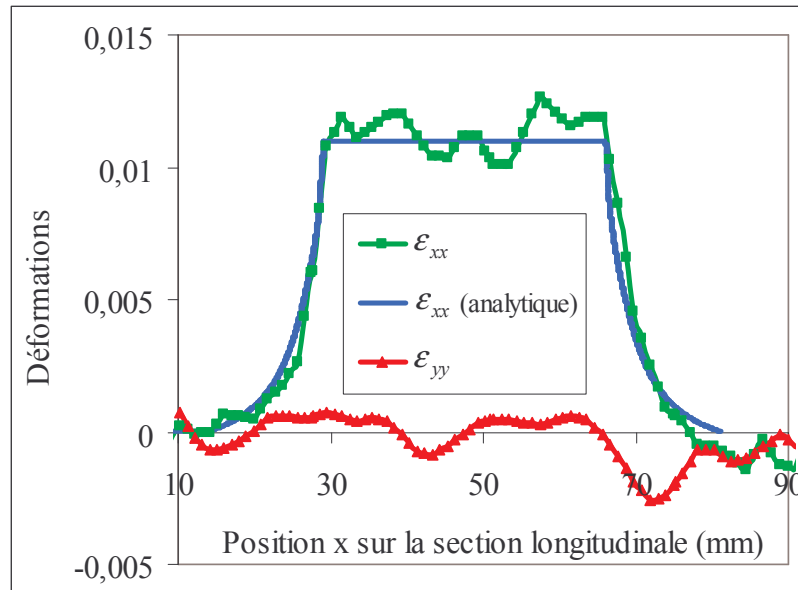


Fig. 3.12. Profils des déformations plastiques le long d'une section longitudinale sur la surface en extension d'une tôle en alliage d'aluminium 6016 DR100 après flexion directe.

3.3.2. Essais de micro-pliage/dépliage

3.3.2.1. Principe expérimental

Une photo et un schéma du montage de pliage/dépliage sont présentés figure 3.13. Celui-ci est constitué :

- d'un monobloc rigide sur lequel sont montés quatre cylindres rigides, libres en rotation autour de leurs axes respectifs afin de limiter le frottement avec la tôle qui pourrait perturber les essais. Les écartements entre les deux cylindres du haut et les deux cylindres du bas sont respectivement notés e_H et e_B et peuvent être réglés par le manipulateur.
- d'un couteau relié à une machine de traction présentant une pointe de 1 mm de diamètre. Celui-ci peut se translater verticalement vers le haut ou vers le bas. La machine de traction utilisée en traction ou en compression est de type Erichssen de capacité maximale 2 kN.
- d'un contre-couteau solidaire du couteau et permettant d'exercer un serrage de la tôle en son milieu afin d'éviter le glissement de celle-ci lors du dépliage de la tôle.

L'échantillon de tôle est initialement posé sur les deux cylindres du bas et pincé entre le couteau et le contre-couteau. Dans un premier temps, la descente du couteau permet le pliage direct de la tôle sur les cylindres du bas jusqu'à un déplacement choisi noté U_{max} . Le couteau joue alors le rôle d'appui central. Dans un deuxième temps, la remontée du couteau solidaire du contre-couteau entraîne la mise en contact de la tôle avec les cylindres du haut : le dépliage de la tôle débute et le contre-couteau joue cette fois le rôle d'appui central. La vitesse de montée et de descente du couteau est d'environ 0,5 mm/s. Le capteur de force intégré à la machine de traction permet de mesurer l'évolution de la force verticale sur la tôle au cours de l'essai. L'évolution du déplacement du couteau est également suivie grâce à un comparateur positionné entre la traverse du haut et la traverse du bas de la machine de traction (voir photo (2) de la figure 3.13).

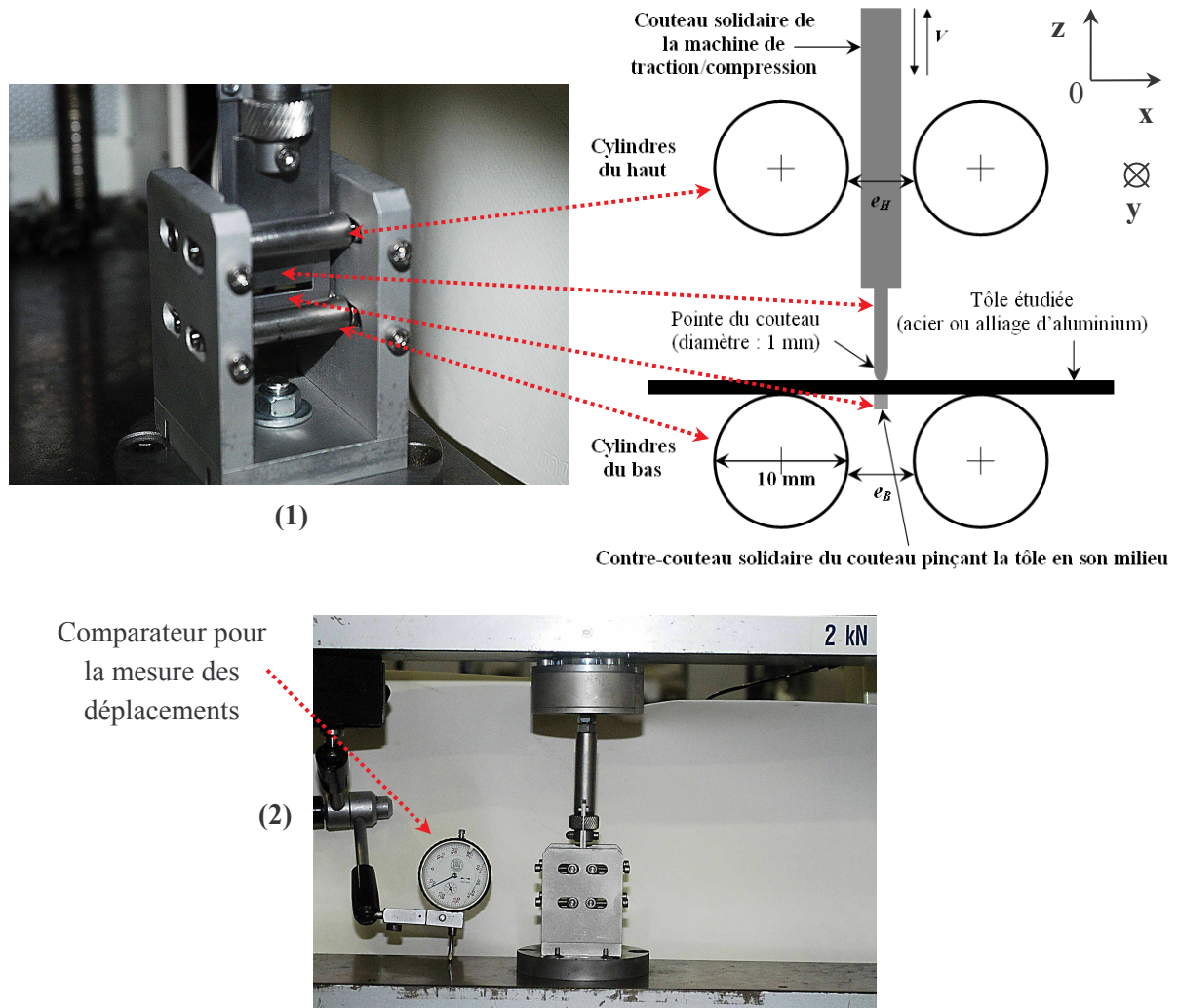


Fig. 3.13. Photo et schéma du montage de micro-piage/dépiage conçu au CEMEF (1) et couplé à la machine de traction/compression Erichssen (2).

Les dimensions des échantillons de tôles utilisées sont listées dans le tableau 3.1 pour chaque nuance étudiée. Après un marquage aléatoire des éprouvettes par dépôt de peinture, une corrélation 3D réalisée avec ARAMIS permet de déterminer les déformations sur la surface en extension de la tôle après pliage direct. La taille de maille utilisée pour la corrélation est de 11 pixels, sachant que la largeur de l'éprouvette est de 130 pixels, ce qui correspond à une résolution de 130 pixels/cm.

	e (mm)	longueur Lg (mm)	largeur lg (mm)	e_H (mm)	e_B (mm)
Acier E220BH	$0,68 \pm 0,01$	80 ± 1	$10 \pm 0,2$	$4,4 \pm 0,1$	$3,4 \pm 0,1$
Al 5754	$1 \pm 0,02$				

Tab. 3.1. Dimensions des tôles et caractéristiques géométriques du montage.

3.3.2.2. Résultats expérimentaux

La figure 3.14 présente les résultats de calculs des déformations par la corrélation 3D effectuée grâce à ARAMIS. Elle confirme la localisation des déformations dans la zone centrale de la tôle. Le graphe (2) de la figure 3.14 fournit par ailleurs un ordre de grandeur des niveaux de déformations atteintes et récapitulées dans le tableau 3.2 pour les deux nuances étudiées. De plus, le profil des déformations suivant des sections transversales reste constant aux incertitudes de mesures près. Ce constat justifie l'hypothèse de déformations planes dans le plan (x, z) déjà vérifiée pour la flexion quatre points mais pour des tôles de largeur plus élevée. Enfin, malgré une résolution déjà fine utilisée pour le calcul de corrélation, la faiblesse des dimensions des échantillons traités et la forte localisation des déformations nous empêchent d'atteindre une valeur précise de la valeur de la déformation maximale. C'est pourquoi les valeurs présentées dans le tableau 3.2 ont tendance à sous-estimer les déformations maximales réelles. En outre, la forte courbure des éprouvettes déformées rend difficile la mesure des déformations après des déplacements du couteau U_{max} élevés.

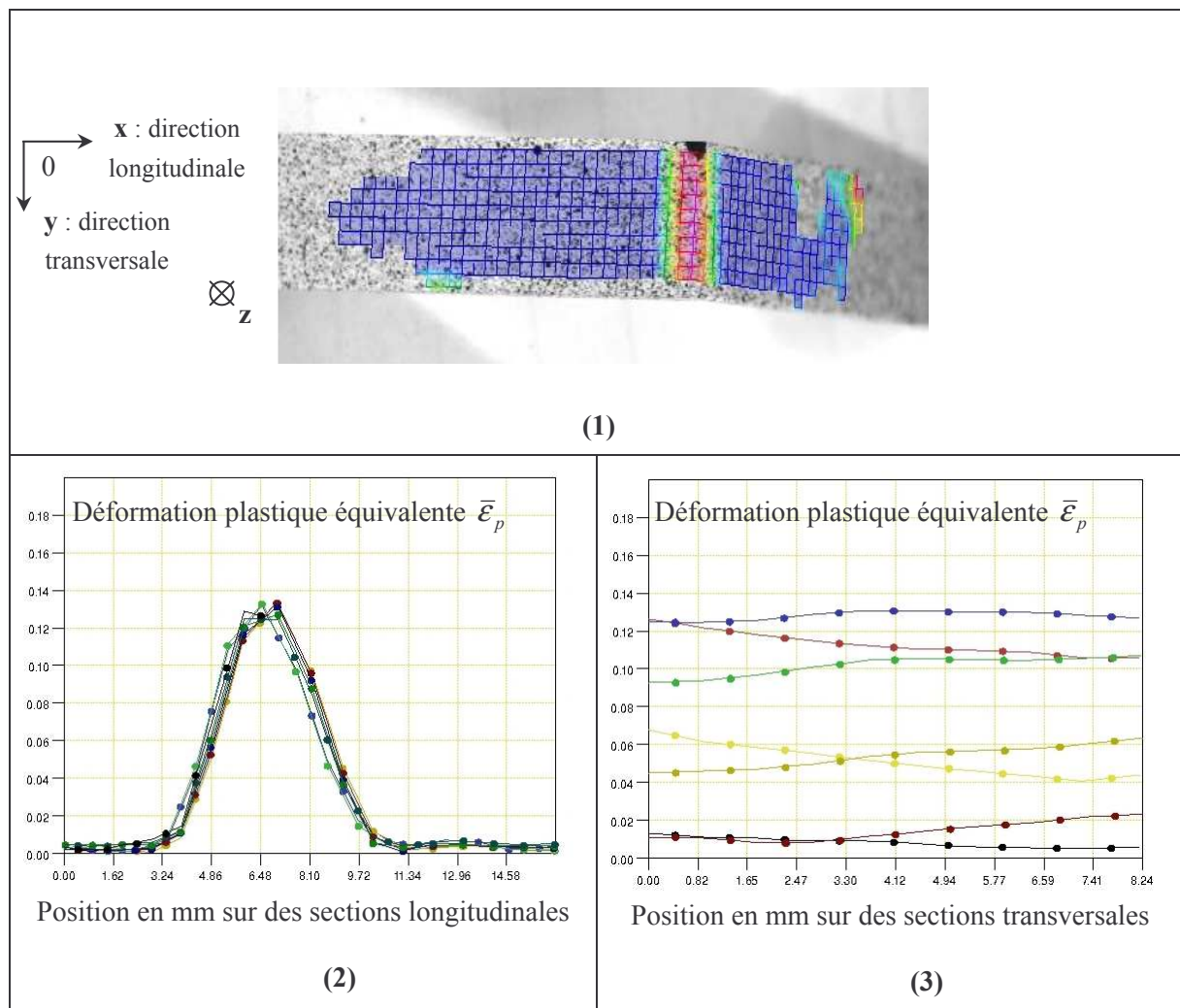


Fig. 3.14. Déformations plastiques équivalentes calculées par la corrélation 3D après un déplacement maximal U_{max} de 2,5 mm en pliage direct de la tôle en alliage d'aluminium 5754 dans le sens 0° : résultats de la corrélation superposés à l'image de l'éprouvette marquée (1) et profils suivant des sections longitudinales (2) et transversales (3).

Tôle		Acier E220BH	Al 5754
U_{max} (mm)	2,5	0,10	0,13
	3	0,13	0,17
	4	0,16	Amorce de rupture à $U_{max} = 4,5$ mm

Tab. 3.2. Déformations plastiques équivalentes maximales $\bar{\epsilon}_p^{\max}$ mesurées par la corrélation 3D.

La figure 3.15 ci-dessous montre l'apparition d'une amorce de fissure dans l'échantillon en alliage d'aluminium 5754 après un déplacement maximal U_{max} de 4,5 mm.

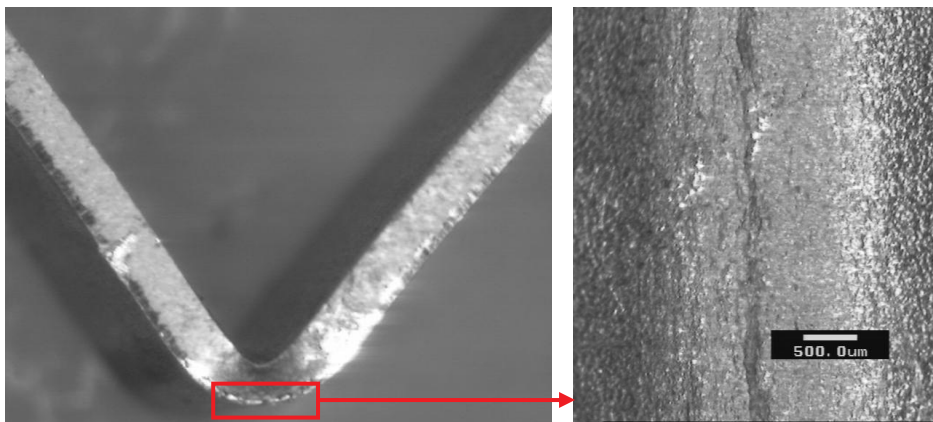


Fig. 3.15. Amorce de rupture observée à la loupe binoculaire dans la tôle en alliage d'aluminium 5754 après 4,5 mm de pliage direct.

Les courbes représentant la force appliquée en fonction du déplacement sont présentées sur la figure 3.16 pour les deux nuances étudiées : l'acier E220BH d'épaisseur 0,68 mm et l'alliage d'aluminium 5754 d'épaisseur 1 mm. Elles illustrent la faible influence du sens de sollicitation sur le niveau des forces mises en jeu en pliage direct ainsi qu'en dépliage. Les courbes (3.a) et (3.b) montrent que les forces appliquées lors de la phase de dépliage tendent à diminuer avec l'augmentation du niveau de déformation en pliage direct (liée à l'augmentation de U_{max}). Ces courbes fournissent une base expérimentale riche pour l'identification par méthode inverse des paramètres des lois d'écrouissage.

Enfin, le montage permet aussi de réaliser plusieurs cycles de pliage/dépliage sur les tôles. Non exploitées dans notre étude, les courbes résultant de ces essais cycliques sont présentées dans l'annexe D et montrent les possibilités de ce montage pour la caractérisation de la fatigue oligocyclique des tôles.

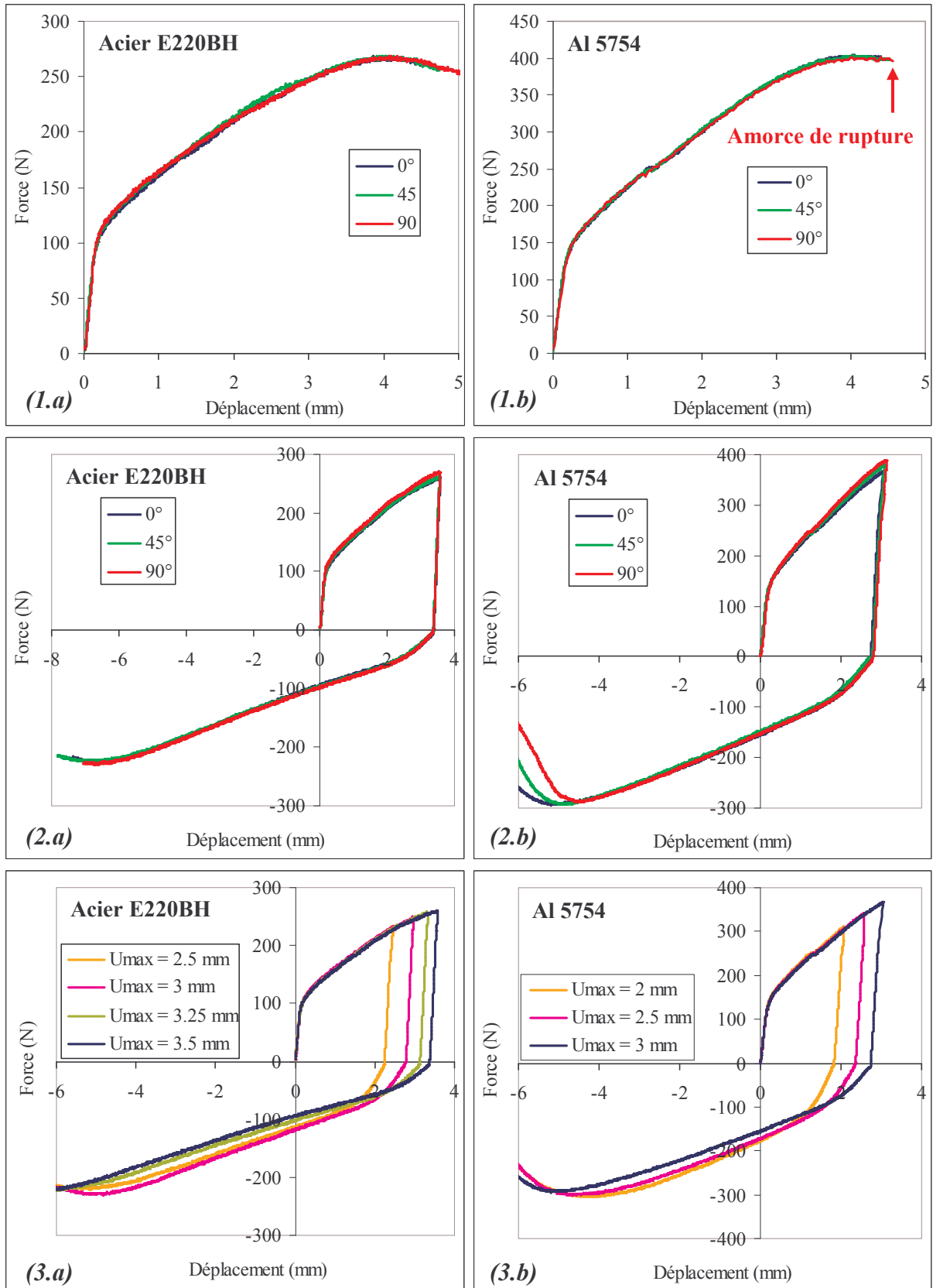


Fig. 3.16. Force en fonction du déplacement pour différents sens de sollicitation en pliage direct (1.a), (1.b), en pliage/dépliage (2.a), (2.b) et pour différentes courses maximales sur des tôles sollicitées dans le sens de laminage 0° (3.a), (3.b).

3.4. Simulation des essais de flexion quatre points

Il s'agit maintenant de discuter de la pertinence des modèles de comportement issus de la traction uni-axiale en simulation de flexion et de pliage. Dans cette partie, l'écroutissage est isotrope et les lois de comportement utilisées sont celles identifiées par les essais de traction.

3.4.1. Comparaison entre les essais de traction et de flexion quatre points

Nous avons élaboré un modèle analytique de dépouillement des courbes de flexion quatre points (u, F) d'une tôle afin de déterminer la courbe que donnerait un essai de traction sur la même tôle. Ce modèle inverse négligeant l'effet Bauschinger est détaillé en annexe C. Ces courbes de traction reconstituées grâce aux essais de flexion sont ainsi comparées aux courbes expérimentales de traction données au chapitre 2 pour deux nuances, l'acier P220 et l'alliage d'aluminium 6016 DR100. La figure 3.17 ci-dessous donne la comparaison entre les deux courbes. Les résultats traduisent tout d'abord une bonne corrélation entre les courbes expérimentales et celles reconstituées par la flexion. Cependant, on remarque qu'un écart significatif entre les courbes est visible à partir d'un certain niveau de déformation. L'explication de cet écart peut provenir de la limitation du modèle analytique de dépouillement valable pour de faibles inclinaisons donc pour une faible flexion de la tôle (voir annexe C).

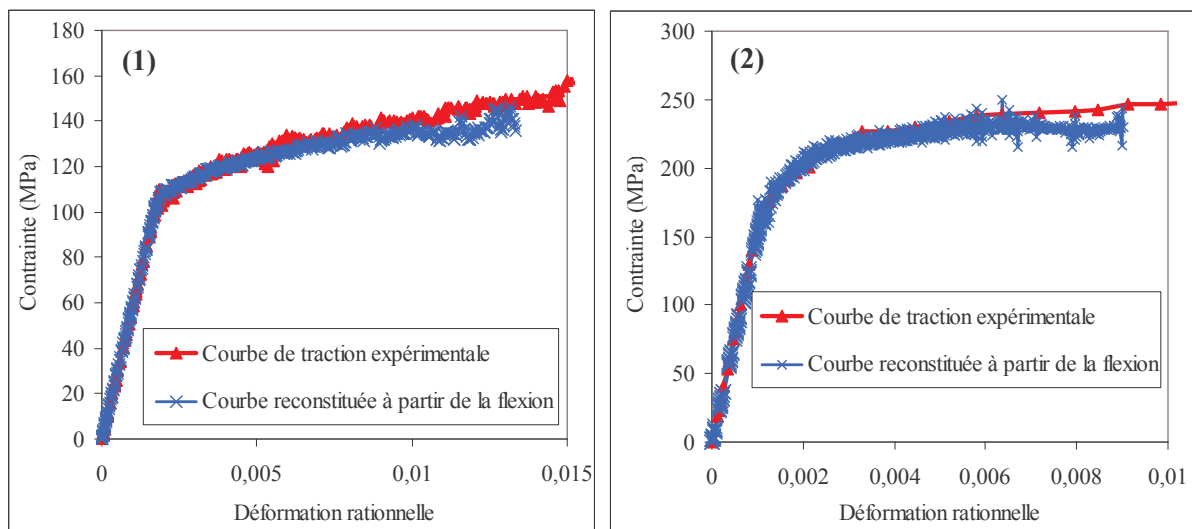


Fig. 3.17. Comparaison entre les courbes rationnelles de traction déduites des essais de flexion quatre points et celles issues de la traction uni-axiale pour l'alliage d'aluminium 6016 DR100 (1) et l'acier P220 (2) pris dans le sens 90° .

Si ces résultats confirment la bonne parenté entre le début de l'écroutissage des tôles en traction et en flexion, ils ne permettent pas la comparaison des deux modes de sollicitation pour des niveaux de déformations supérieurs. C'est alors que les essais de pliage/dépliage sont une bonne base expérimentale pour compléter les conclusions en grandes déformations.

3.4.2. Simulations de la flexion quatre points en écrouissage isotrope

3.4.2.1. Modèle éléments finis

Il s'agit de simuler numériquement les essais de flexion et de pliage des tôles à partir des lois d'écrouissage isotrope tirées des essais de traction et récapitulées dans le tableau 3.3 ci-dessous.

Nuances	E (GPa)	K (MPa)	n	$\bar{\epsilon}_0$
Acier P220	210	511	0,171	0,0007
Al 6016 DR100	70	468	0,293	0,0067

Tab. 3.3. Paramètres de la loi de Krupkowski utilisées dans les simulations, extraits de la traction et identifiés sur la plage de déformation plastique $[0 ; 0,02]$.

Les géométries adoptées dans les simulations sont similaires à celles des essais réels. Le coefficient de frottement de Coulomb entre la tôle et les cylindres supposés rigides est pris égal à 0,12. Il a été vérifié au préalable que les forces calculées numériquement étaient insensibles à cette valeur. Tout comme dans les essais, on procède successivement à la mise en flexion directe de la tôle jusqu'à un déplacement des appuis centraux de 16 mm, puis à la décharge élastique, avant de terminer par le redressement en flexion de la tôle. On simule alors un cycle de flexion. Les simulations ont été effectuées grâce à FORGE2[®] avec des éléments P1+/P1 (vitesse et pression d'ordre 1 sur l'élément, voir chapitre 5). L'hypothèse principale de FORGE2[®] vérifiée expérimentalement est de supposer les déformations planes dans le plan (O, x, z) . Une étude d'influence de la taille de maille montre qu'un raffinement du maillage sur les bords de la tôle (voir figure 3.18) permet d'éviter des oscillations trop importantes des valeurs de la déformation plastique en extrême surface de la tôle ainsi que de brusques sauts sur les valeurs des forces calculées.

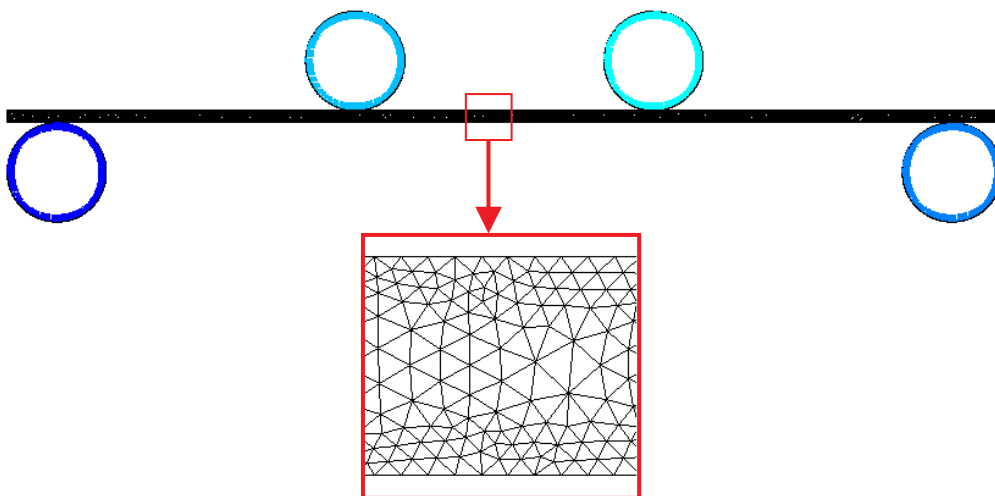


Fig. 3.18. Maillage de la tôle dans FORGE2[®] pour la simulation des essais de flexion quatre points alternés : taille de maille de 0,15 mm à cœur et 0,10 mm en surface.

3.4.2.2. Comparaisons entre l'expérience et la simulation

La figure 3.19 présente les courbes expérimentales et numériques des essais de flexion quatre points effectués respectivement sur la tôle en acier P220 et sur celle en alliage d'aluminium 6016 DR100. Les résultats montrent une bonne corrélation entre l'expérience et le numérique dans la première phase du cycle (chargement ou flexion directe). En revanche, on note une moins bonne adéquation entre les courbes dans les phases de retour élastique et de redressement de flexion. On remarque un décalage entre les courbes numériques et expérimentales qui a tendance à s'estomper au fur et à mesure du retournement. Les forces de redressement sont nettement plus faibles en valeur absolue que celles données par le calcul, ce qui traduit un effet Bauschinger non négligeable pour les nuances étudiées. Ces premiers résultats traduisent la faiblesse bien connue des lois d'écrouissage isotrope à représenter le comportement des tôles soumises à des sollicitations cycliques. Néanmoins, les graphes montrent que la loi isotrope identifiée à partir de la traction reste pertinente pour décrire la flexion directe et monotone du matériau. Ce constat confirme les conclusions obtenues analytiquement et présentées sur la figure 3.17. On vérifie par la figure 3.20 le bon accord entre les déformations plastiques mesurées par ARAMIS après ½ cycle de flexion (chargement puis retour élastique) et celles calculées par la simulation numérique FORGE2[®].

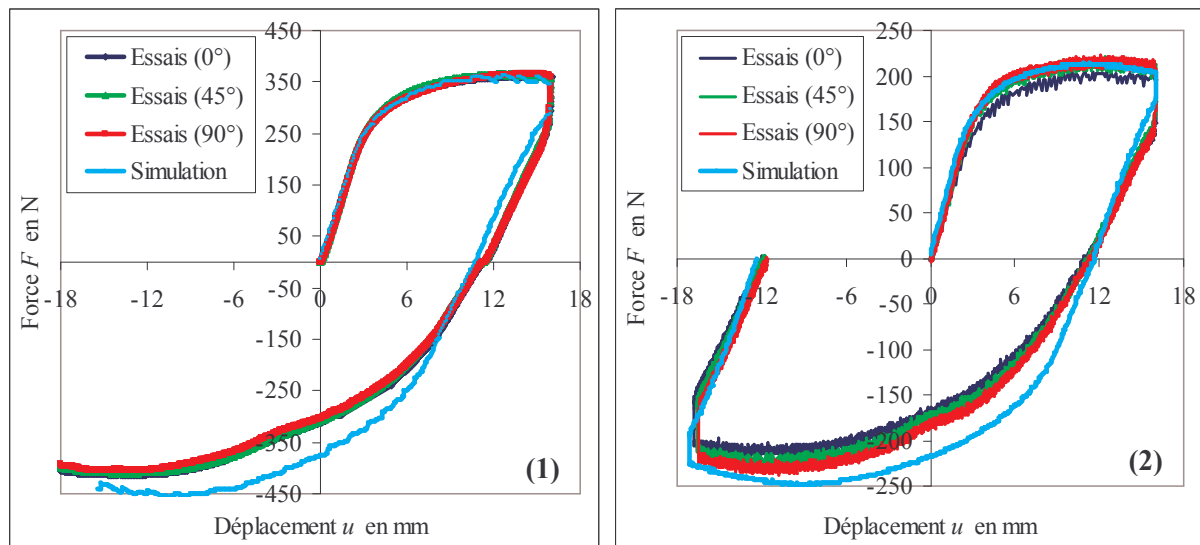


Fig. 3.19. Comparaisons entre les essais de flexion quatre points et les calculs FORGE2[®] effectués pour l'alliage d'aluminium 6016 DR100 (1) et l'acier P220 (2).

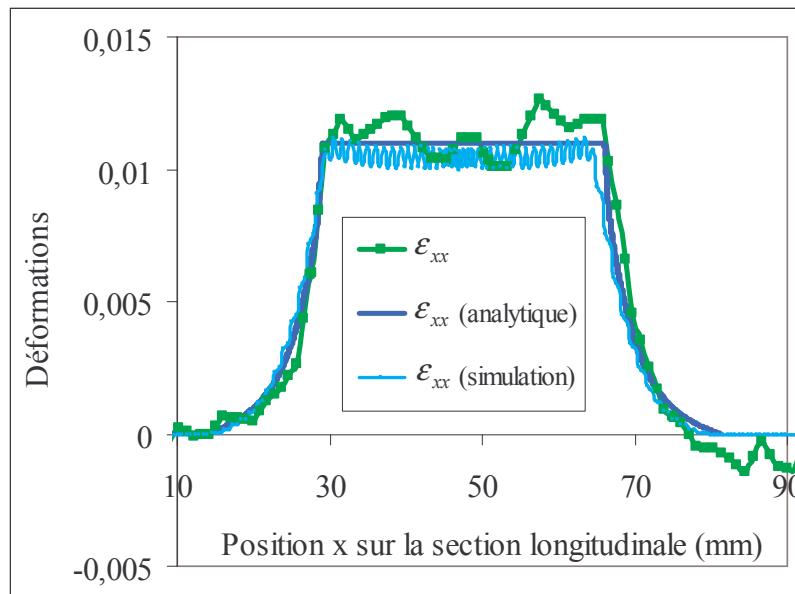


Fig. 3.20. Comparaisons entre les déformations mesurées et celles calculées par la simulation sur une section longitudinale de la face en extension de la tôle en Al 6016 DR100 après flexion directe.

3.5. Identification à partir des essais de micro-plier/déplier

3.5.1. Introduction

Des essais de flexion trois points cycliques ont été réalisés par Zhao [23] et lui permettent d'identifier les paramètres de l'érouissage cinématique sans utiliser de simulations par éléments finis. Un modèle analytique de flexion supposant la linéarité des déformations dans l'épaisseur a été utilisé afin de remonter directement aux courbes d'érouissage, les déformations maximales atteintes en extension étant relativement faibles (de l'ordre de 0,02). Par ailleurs, des essais cycliques de flexion libre utilisés à l'INSA de Lyon pour l'identification des paramètres de l'érouissage cinématique ont été présentés par Brunet et al. [24] ou encore Simon et al. [28]. Ils imposent à la tôle une courbure constante et permettent donc d'obtenir sous certaines hypothèses, une expression analytique des contraintes et des déformations. Les déformations engendrées sont plus élevées puisqu'elles peuvent atteindre 0,1. Nous avons choisi de nous appuyer sur les essais cycliques de pliage/dépliage pour identifier les paramètres des modèles combinés de Lemaître Chaboche et de Hughes. En effet, nous montrons que ces essais présentent l'intérêt d'atteindre localement des déformations en extension de l'ordre de grandeur de celles atteintes en simulation de sertissage (0,5) et de balayer ainsi la plage de déformation exploitée lors de ce procédé. Contrairement à la flexion quatre points présentée auparavant, ces essais ne nous permettent pas de construire un modèle analytique de dépouillement afin de remonter aux courbes d'érouissage. Il est donc nécessaire d'utiliser des simulations par éléments finis couplées à un module externe d'identification par méthode inverse. L'algorithme d'optimisation et le modèle par éléments finis choisis sont tout d'abord présentés avant de décrire les résultats issus des identifications.

3.5.2. Définition du problème d'identification

D'un point de vue déterministe, le problème inverse consiste à minimiser une distance entre les données issues d'un modèle et les mesures expérimentales. Soit $\mathbf{F}^{\text{exp}} = (F_1^{\text{exp}}, F_2^{\text{exp}}, \dots, F_N^{\text{exp}})$ le vecteur contenant N valeurs expérimentales d'une observable. Dans notre cas, \mathbf{F}^{exp} n'est autre que la force appliquée au cours des essais de pliage/dépliage. On note $\mathbf{F}(\lambda)$ les valeurs de l'observable obtenues à partir d'un jeu de paramètres λ grâce à une modélisation du système physique, assimilée pour notre cas au modèle de simulation par éléments finis. Le problème d'identification de paramètres est généralement exprimé sous la forme d'un problème d'optimisation au sens des moindres carrés : il s'agit de trouver le jeu de paramètres optimal λ^* qui minimise l'erreur entre les valeurs de l'observable données par les essais et celles obtenues par la simulation, autrement dit tel que :

$$\left\{ \begin{array}{l} \phi(\lambda^*) = \min_{\lambda} (\phi(\lambda)) \\ \phi(\lambda) = \frac{\|\mathbf{F}^{\text{exp}} - \mathbf{F}(\lambda)\|_2}{\|\mathbf{F}^{\text{exp}}\|_2} = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^N (F_i^{\text{exp}} - F_i(\lambda))^2}{\sum_{i=1}^N (F_i^{\text{exp}})^2}} \end{array} \right. \quad (3.49)$$

La quantité ϕ représente la fonction coût normalisée correspondant à l'erreur relative au sens des moindres carrés entre la réponse expérimentale et la réponse numérique.

3.5.3. Méthode de minimisation de la fonction coût

3.5.3.1. Choix d'une méthode d'optimisation : algorithmes évolutionnaires

Il existe deux types d'algorithmes : les méthodes d'ordre zéro tels que les algorithmes évolutionnaires et les méthodes à direction de descente. L'inconvénient des méthodes à direction de descente est qu'elles pointent vers des minima qui ne peuvent être que locaux. L'avantage des algorithmes évolutionnaires est d'atteindre le minimum global bien que leur vitesse de convergence soit relativement faible par rapport à des méthodes à direction de descente. C'est pour cette raison que nous choisissons d'utiliser un algorithme évolutionnaire. La figure 3.21 illustre la différence entre les deux familles de méthodes.

Les algorithmes évolutionnaires sont des méthodes d'optimisation stochastiques inspirés des mécanismes de la sélection naturelle et de la génétique (basée sur la théorie de l'évolution de Darwin selon laquelle la vie est une compétition et seuls les mieux adaptés survivent et se reproduisent). Le but est de générer une suite d'ensembles de jeux de paramètres (populations) notée $\mathbf{P}_n(\lambda) = (\lambda_1^n, \lambda_2^n, \dots, \lambda_p^n)$, pour $n \in \mathbb{N}$, dont les éléments λ_i^n , $i = 1, \dots, p$ (chromosomes) tendent vers le jeu de paramètres optimal λ^* dans l'espace de recherche considéré. Ces méthodes s'appuient sur trois étapes : la sélection, le croisement et la mutation [29]. Parmi les algorithmes évolutionnaires, on distingue deux grandes catégories :

- *les algorithmes génétiques* initialement développés aux Etats-Unis par Holland [30] et appliqués à des espaces de recherche discrets,

- les algorithmes à stratégie d'évolution qui ont évolué parallèlement en Allemagne et applicables à l'optimisation dans des espaces de recherche continus. Pour plus de détails, le lecteur intéressé pourra se référer à [31]. C'est donc ce type d'algorithme que nous utilisons dans notre étude.

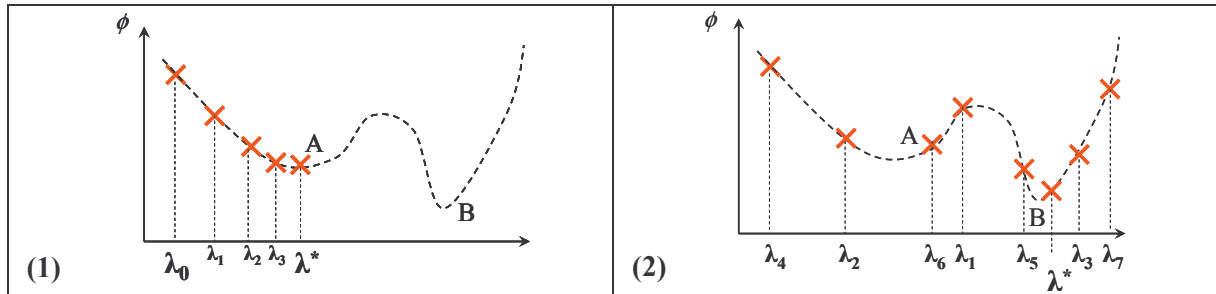


Fig. 3.21. Illustration des deux méthodes d'optimisation : les méthodes à gradient de descente (1) piégées par les minima locaux et les algorithmes évolutionnaires (2) capables de trouver le minimum global.

3.5.3.2. La stratégie d'évolution couplée à un « métamodèle »

La stratégie d'évolution consiste à partir d'une population initiale $\mathbf{P}_0(\lambda)$ dont les éléments (jeux de paramètres) sont tirés aléatoirement dans l'espace de recherche. On évalue la performance de chaque jeu de paramètres à partir de l'évaluation exacte de la fonction coût réalisée grâce à la simulation par éléments finis. Sur la base de ces performances, une nouvelle population de solutions potentielles est créée à partir de l'ancienne population en utilisant les trois opérateurs évolutionnaires : la sélection, le croisement et la mutation. On recommence le cycle jusqu'à ce que l'on trouve une solution satisfaisante.

La principale limitation de la méthode est qu'elle nécessite un nombre important d'évaluations exactes de la fonction coût, ce qui lui confère une convergence très lente. L'utilisation d'un « métamodèle » permet d'améliorer la vitesse de convergence par la réduction du nombre d'évaluations exactes de la fonction coût [32], [33]. Cette méthode, basée sur l'algorithme de « Krigeage » [34], permet d'enrichir la population générée par la stratégie d'évolution afin de produire des solutions potentiellement plus intéressantes, autrement dit des jeux de paramètres susceptibles de donner des fonctions coût plus faibles. Deux étapes principales sont nécessaires :

- Une interpolation de la fonction coût est d'abord réalisée grâce à l'algorithme de « Krigeage » donnant une estimation $\hat{\phi}(\lambda)$ des valeurs de la fonction coût en des jeux de paramètres n'ayant pas été testés. Le modèle fournit aussi un intervalle de confiance de cette estimation $[\hat{\phi}(\lambda) - \hat{\sigma}(\lambda), \hat{\phi}(\lambda) + \hat{\sigma}(\lambda)]$ grâce à une hypothèse de distribution normale (voir figure 3.22). La connaissance des valeurs estimées de la fonction coût et de leur intervalle de confiance permet alors au « métamodèle » de générer un ensemble de jeux de paramètres potentiellement performants, autrement dit, susceptibles de donner de faibles valeurs de fonction coût.

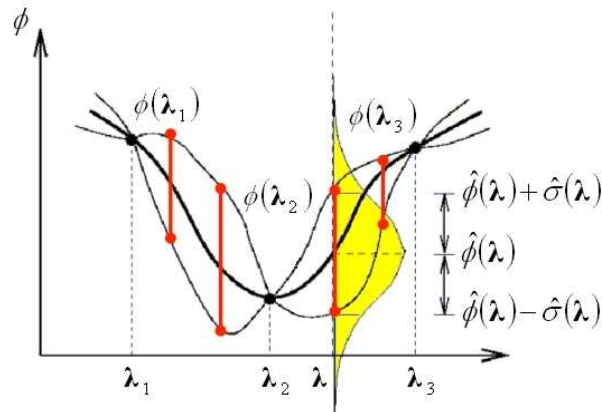


Fig. 3.22. Interpolation de la fonction coût par l'algorithme de « Krigage » [34].

- Une nouvelle sélection est effectuée afin de conserver 20 % des meilleurs éléments parmi l'ensemble des jeux de paramètres générés par le « métamodèle ». On génère ainsi une nouvelle population dont les fonctions coûts sont évaluées exactement par la simulation numérique, puis soumis à la stratégie d'évolution.

Ce processus itératif est résumé sur la figure 3.23 ci-dessous.

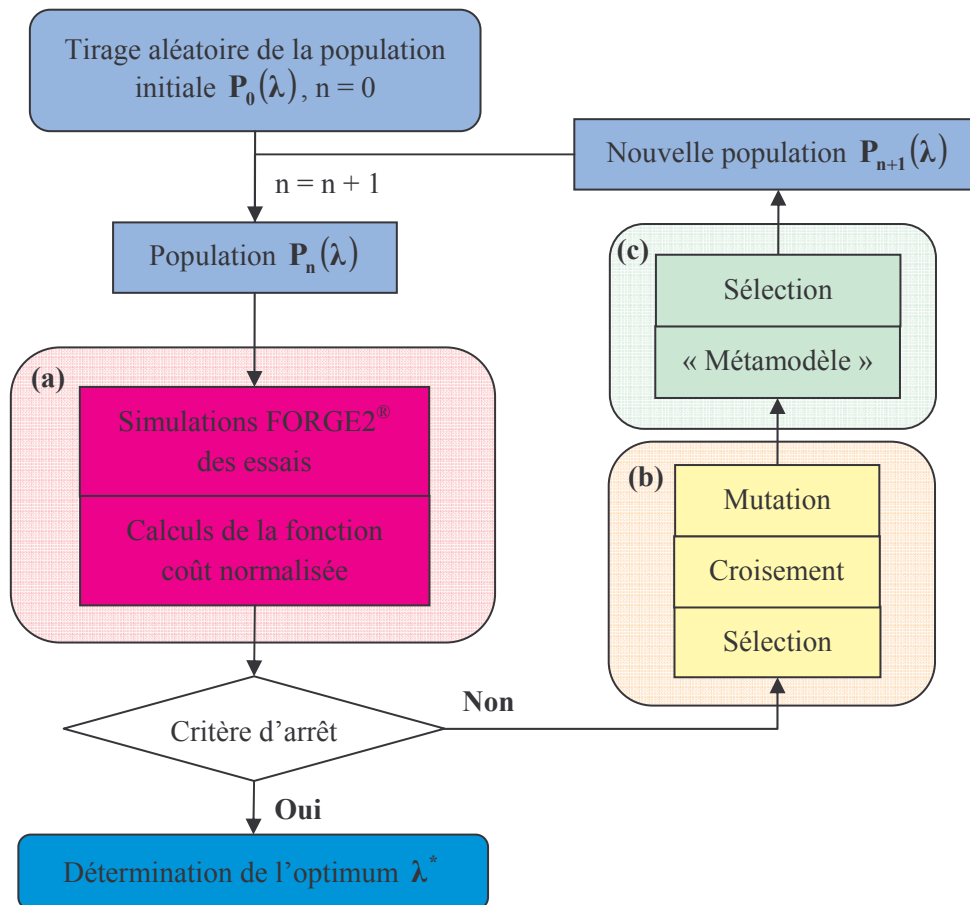


Fig. 3.23. Processus d'identification utilisant une modélisation par éléments finis (a) pour l'évaluation des fonctions coût et une stratégie d'évolution (b) couplée à un « métamodèle » (c).

Nous nous sommes appuyés sur l'algorithme développé au CEMEF par Do [35] et conçu sur ce principe. Initialement utilisé dans le cadre de l'optimisation de forme en forgeage 3D, le programme a été adapté à l'identification par méthode inverse des paramètres en pliage/dépliage.

3.5.4. Modèle éléments finis choisi et étude préliminaire de sensibilité

3.5.4.1. Modèle éléments finis

La modélisation par éléments finis est analogue à celle réalisée pour la flexion quatre points. On utilise les paramètres géométriques utilisés dans nos essais et présentés au tableau 3.1. Une étude d'influence de la taille de maille montre que le maillage utilisé pour la flexion quatre points est suffisant pour simuler le pliage/dépliage puisqu'un maillage encore plus fin n'a aucune incidence sur le calcul des forces. La figure 3.24 ci-dessous présente l'allure des échantillons après pliage et dépliage ainsi que la répartition de la déformation plastique équivalente obtenue après calcul du pliage et du dépliage. On utilise ici en première approximation la loi d'écroutissement identifiée par la traction pour l'alliage d'aluminium 5754.

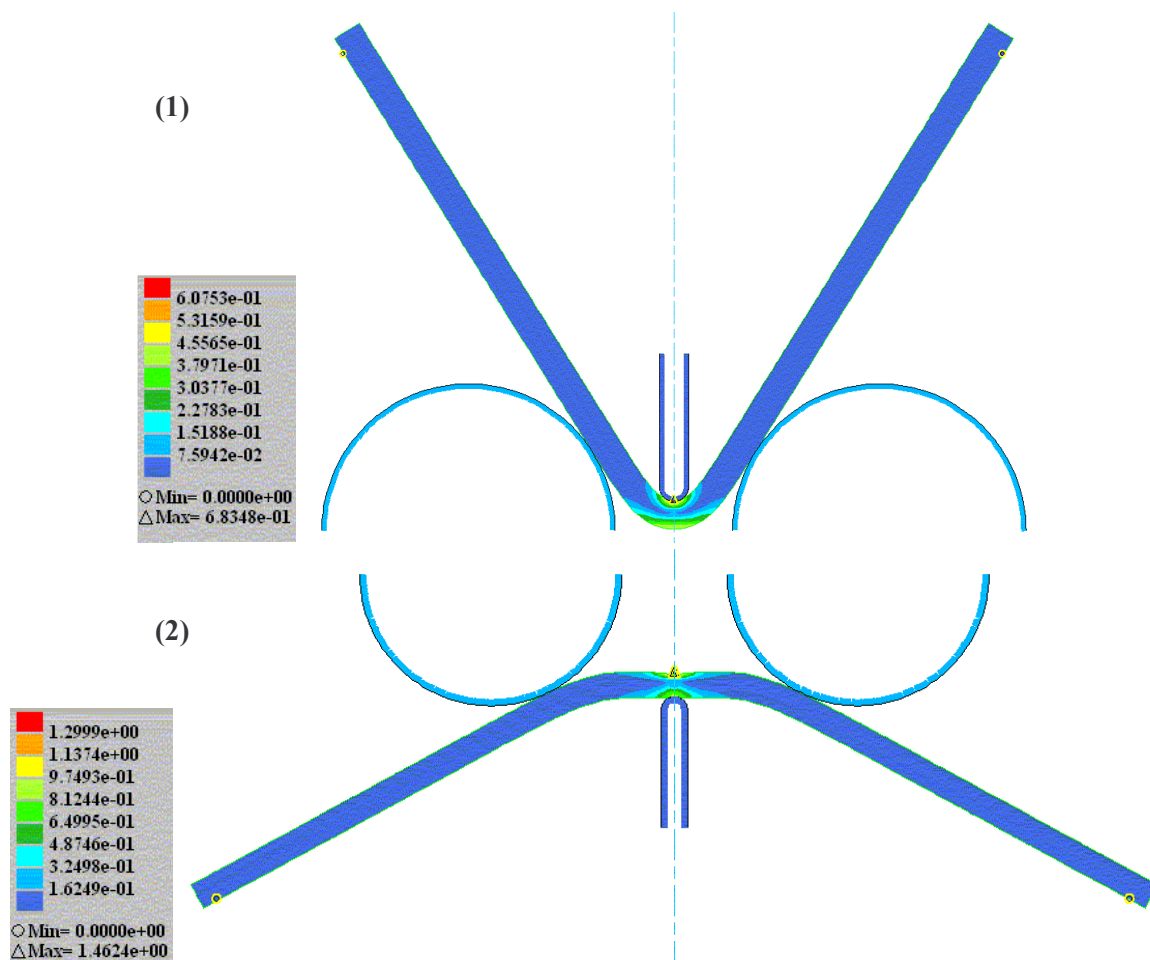


Fig. 3.24. Simulation FORGE2® du pliage jusqu'à un déplacement $U_{max} = 4,5$ mm (1) et du dépliage (2) de l'alliage d'aluminium 5754 : répartition de la déformation plastique équivalente.

Le frottement entre la tôle et les cylindres étant limité par la libre rotation de ces derniers, on impose un coefficient de frottement de Coulomb très faible, de valeur égale à 0,01.

3.5.4.2. Etude préliminaire de sensibilité

Avant d'entamer l'identification, il est légitime de s'assurer de la sensibilité des forces F calculées en simulation (observables) aux paramètres recherchés, tels que K , n , $\bar{\epsilon}_0$ ou β . La figure 3.25 ci-dessous présente les résultats de sensibilité à ces différents paramètres pour une tôle d'épaisseur 0,68 mm en utilisant une loi de Krupkowski et le modèle d'écroutissage combiné de Hughes. Pour cette étude particulière, la taille de maille utilisée vaut 0,15 mm et le maillage n'est pas raffiné sur les bords de la tôle.

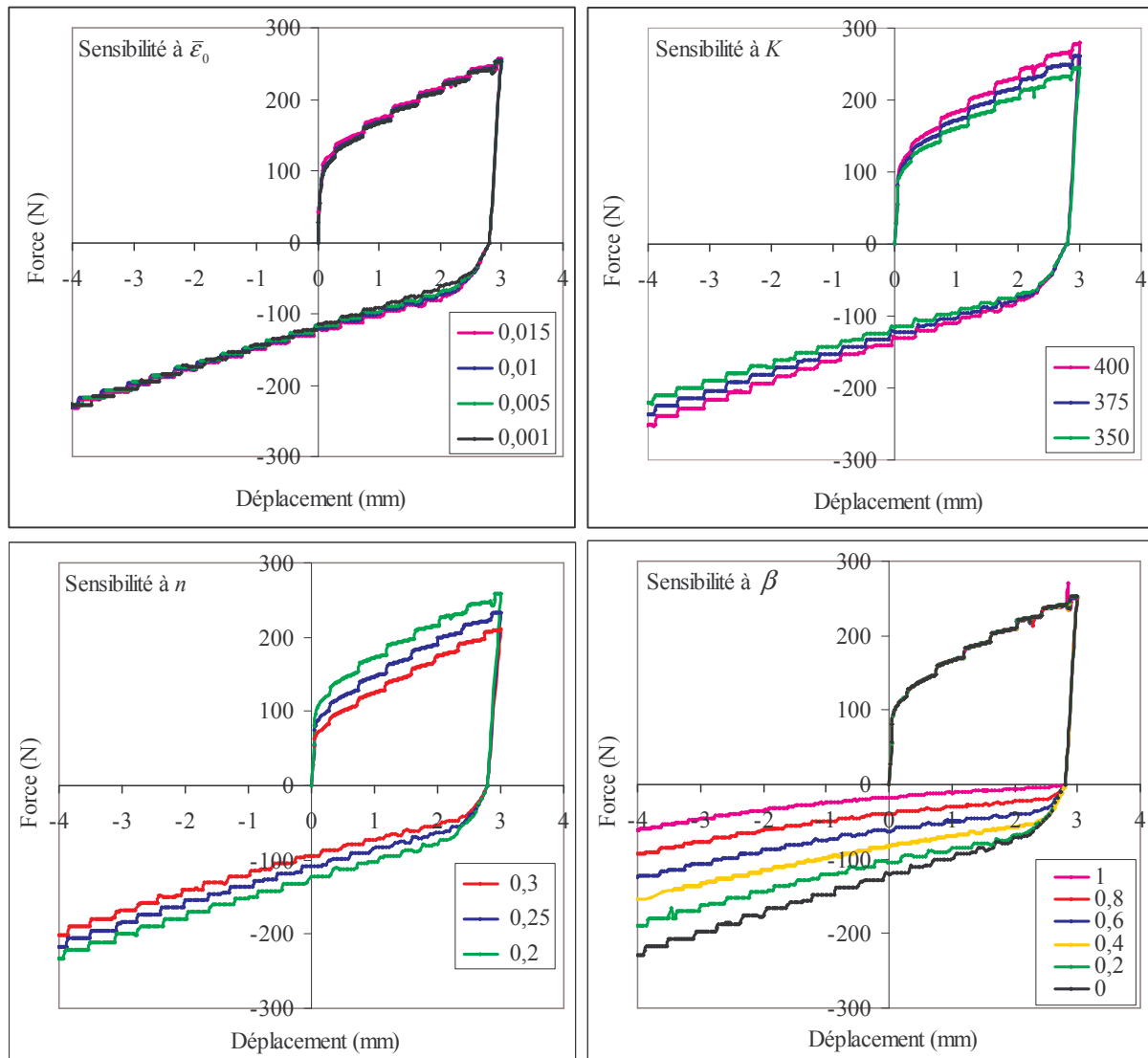


Fig. 3.25. Etude de la sensibilité des forces calculées aux différents paramètres relatifs au comportement de la tôle avec comme paramètres standards : $K = 375 \text{ MPa}$; $n = 0,2$; $\bar{\epsilon}_0 = 0,005$; $\beta = 0$.

Ces résultats montrent la forte sensibilité de l'observable aux paramètres K et n à la fois en pliage direct et en dépliage. En revanche, le terme de régulation $\bar{\epsilon}_0$ a une influence très faible sur les forces calculées. C'est pourquoi nous choisissons de ne pas l'identifier. On note cependant une légère incidence en début de pliage et de dépliage, ce qui ne semble pas surprenant puisque ce terme pilote la transition élastique-plastique initiale. Le coefficient β influence essentiellement les valeurs des forces en dépliage alors qu'il n'a aucune incidence sur la phase de pliage. Cette constatation est prévisible d'après les courbes de la figure 3.9. Ce paramètre gouverne uniquement l'effet Bauschinger. Les courbes présentent également de nombreux paliers entrecoupés de sauts. Ce phénomène numérique résulte du maillage qui n'est pas raffiné en bordure de tôle. En effet, la force résultante de l'action des cylindres sur la tôle est obtenue à partir :

- du calcul nodal des contraintes sur les noeuds détectés comme étant en contact avec les cylindres,
- du calcul de coefficients de pondération affectés à chaque nœud et correspondant à la surface de contact associée à chacun.

Or la cinématique de l'essai de pliage entraîne le déplacement de ce contact sur la surface de la tôle. Plusieurs nœuds se retrouvent donc successivement en contact avec les cylindres. Les discontinuités dans le calcul des forces apparaissent lors de la transition de contact d'un nœud à l'autre. Le calcul des résultantes au cours de l'essai dépend donc implicitement de la discrétisation de la tôle en contact avec les cylindres et les forces calculées sont d'autant plus discontinues que le maillage est grossier. C'est pourquoi un raffinement du maillage en surface de la tôle est effectué pour les identifications qui suivent de manière à amoindrir les discontinuités observées sur le calcul des forces et liées à la discrétisation de la tôle en surface.

3.5.5. Résultats de l'identification par méthode inverse

3.5.5.1. Identification des paramètres des lois d'érouissage isotrope

Les paramètres de la loi d'Hollomon et de la loi intermédiaire (2.10) introduite au chapitre 2 sont respectivement identifiés pour l'acier E220BH et pour l'alliage d'aluminium 5754 dans le sens de laminage. Les identifications sont effectuées lors de la phase de pliage direct jusqu'à un déplacement maximal U_{max} de 4,5 mm pour l'acier et de 4 mm pour l'alliage d'aluminium. Les valeurs des paramètres identifiés et les erreurs finales obtenues sont récapitulées dans le tableau 3.4, sachant que la loi d'Hollomon correspond à la loi intermédiaire en imposant $\bar{R} = 0$.

Nuances	K (MPa)	n	\bar{R}	ϕ_{final} (%)
Acier E220BH	613	0,204	0	3,1
Al 5754	460	0,327	0,104	3,2

Tab. 3.4. Résultats de l'identification des paramètres de la loi intermédiaire en érouissage isotrope.

La figure 3.26 donne l'évolution des paramètres K et n au cours de plusieurs identifications en pliage de l'acier en prenant comme intervalle de recherche $[0,1 ; 0,3]$ pour n et $[500 ; 800]$ pour K . Elles montrent que les paramètres convergent vers des valeurs similaires, ce qui traduit la robustesse des

algorithmes utilisés pour notre étude afin d'atteindre le minimum global. La figure 3.27 décrit l'évolution de la fonction coût et celle de la valeur la plus faible de l'erreur. Elle montre que la convergence est atteinte en deçà de 100 évaluations de la fonction coût. On remarque que la vitesse de convergence dépend fortement de la population de départ tirée aléatoirement. Si celle-ci est constituée d'éléments déjà performants, donnant des valeurs initiales de l'erreur relativement faibles, il est compréhensible que la stratégie d'évolution génère plus rapidement des populations intéressantes (cas pour l'identification représentée en rouge sur la figure 3.27). Si en revanche, des éléments moins performants composent la population initiale, la stratégie d'évolution génère moins rapidement les populations performantes et la vitesse de convergence est plus faible (cas pour l'identification représentée en vert figure sur la 3.27). L'essentiel est de vérifier la convergence vers une solution unique à partir d'un certain nombre d'évaluation de l'erreur et ce, quelle que soit l'histoire des identifications.

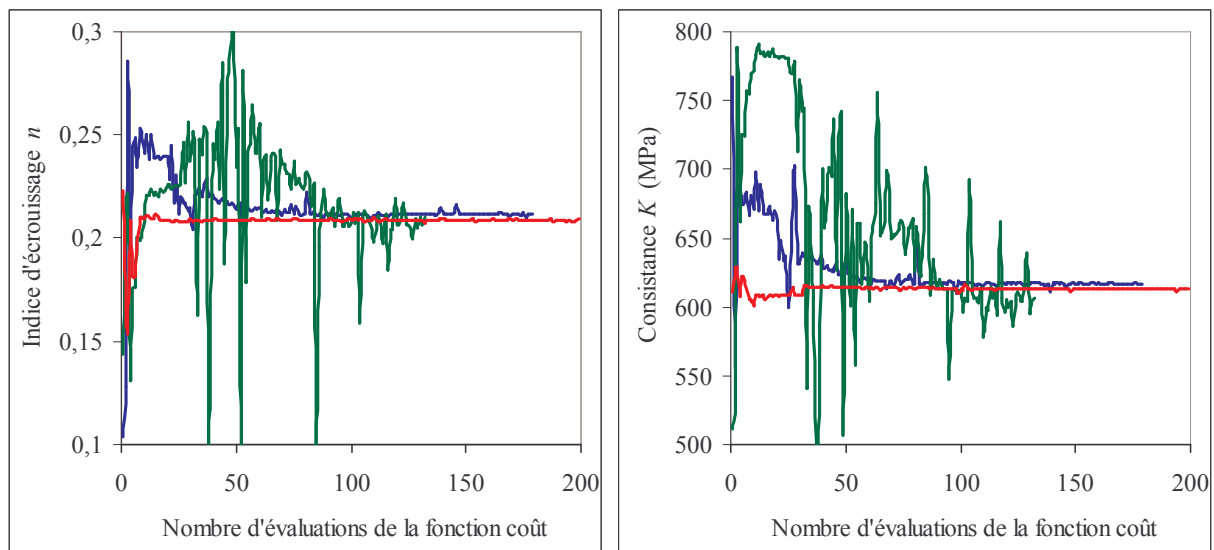


Fig. 3.26. Evolution des paramètres $500 < K < 800$ et $0,1 < n < 0,3$ au cours de trois identifications (acier E220BH) montrant la convergence de ces paramètres vers des valeurs similaires.

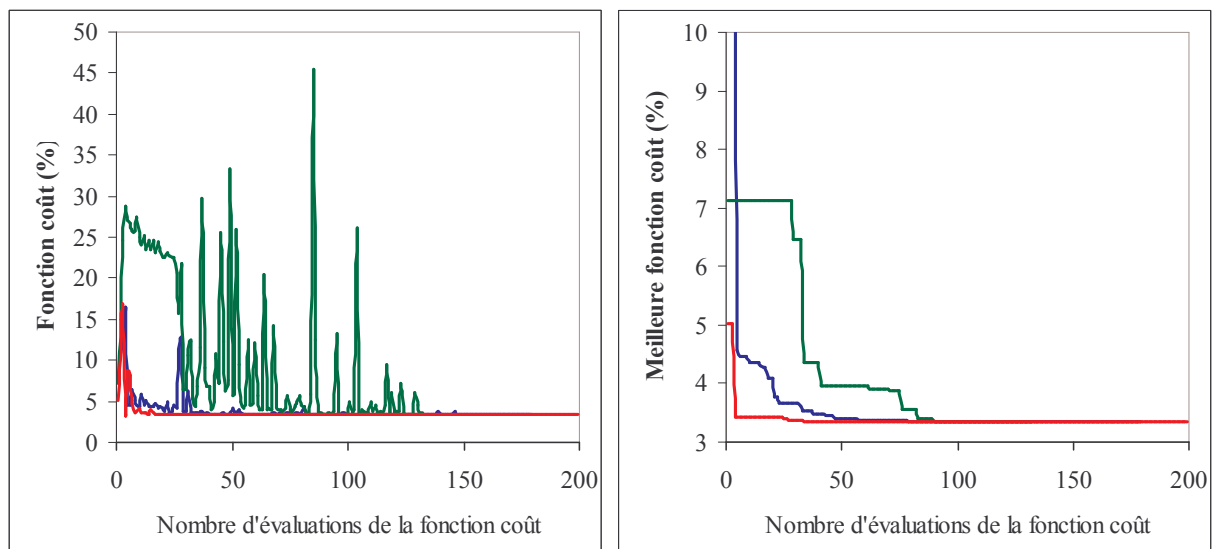


Fig. 3.27. Evolution de la fonction coût et de la meilleure fonction coût calculées au cours de trois identifications (acier E220BH) montrant la convergence en dessous de 100 évaluations.

En traçant les courbes d'écroissage sur la figure 3.28 à partir des paramètres identifiés mentionnés dans le tableau 3.4, on montre que les résultats issus du pliage direct sont approximativement identiques à ceux obtenus en traction uni-axiale. Le tableau 3.5 donne à titre indicatif les valeurs maximales des déformations plastiques équivalentes calculées en simulation pour différents niveaux de déplacement. La caractérisation en traction uni-axiale semble donc suffisante pour modéliser le comportement de la flexion monotone en pliage direct, pour des déformations pouvant atteindre approximativement 0,4 en extension. Ce résultat permet ainsi de généraliser la même conclusion faite pour de plus faibles déformations lors des essais de flexion quatre points.

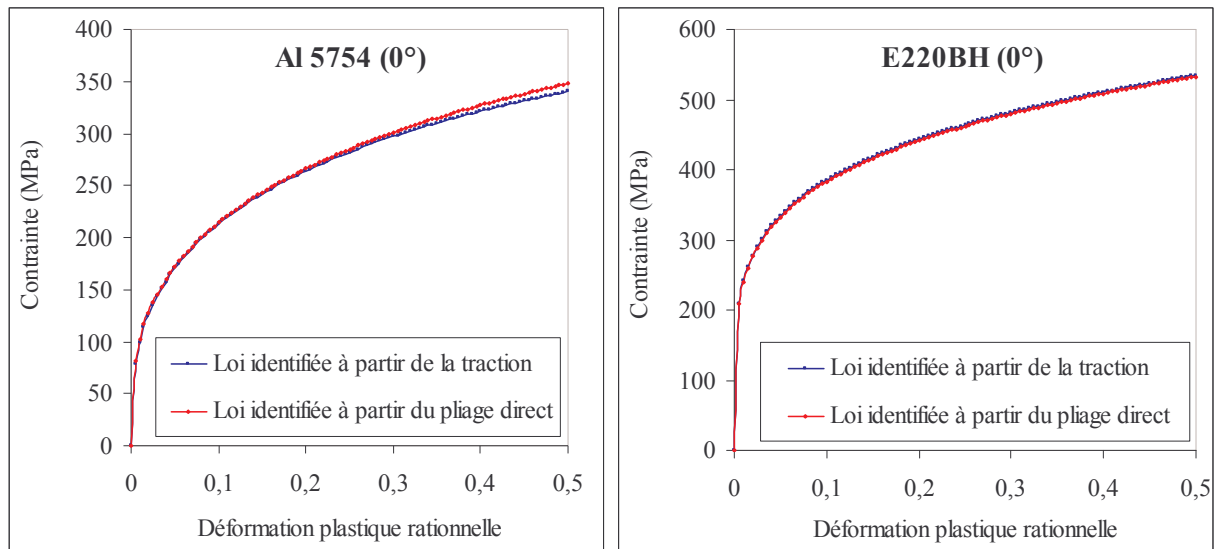


Fig. 3.28. Comparaison entre les courbes identifiées en traction et en pliage direct.

Tôle		E220BH	Al 5754
U_{max} (mm)	2	0,15	0,19
	2,5	0,20	0,25
	3	0,26	0,31
	4	0,38	0,43
	5	0,46	0,56

Tab. 3.5. Déformations plastiques équivalentes maximales $\bar{\epsilon}_p^{\max}$ calculées par la simulation après pliage direct sur la surface de la tôle en extension (sens 0°).

La figure 3.29 présente la comparaison entre les courbes expérimentales et les courbes numériques obtenues à partir des paramètres identifiés. Elle montre que l'effet Bauschinger n'est pas correctement représenté (courbes (1.b) et (2.b)) alors que la corrélation est d'autant meilleure que le niveau de déformation en fin de pliage est élevé (voir courbes (1.c) et (2.c)). Ce constat rejoint les conclusions de Chaboche [20] qui a montré que l'écroissage cinématique est prépondérant dans le domaine des faibles déformations.

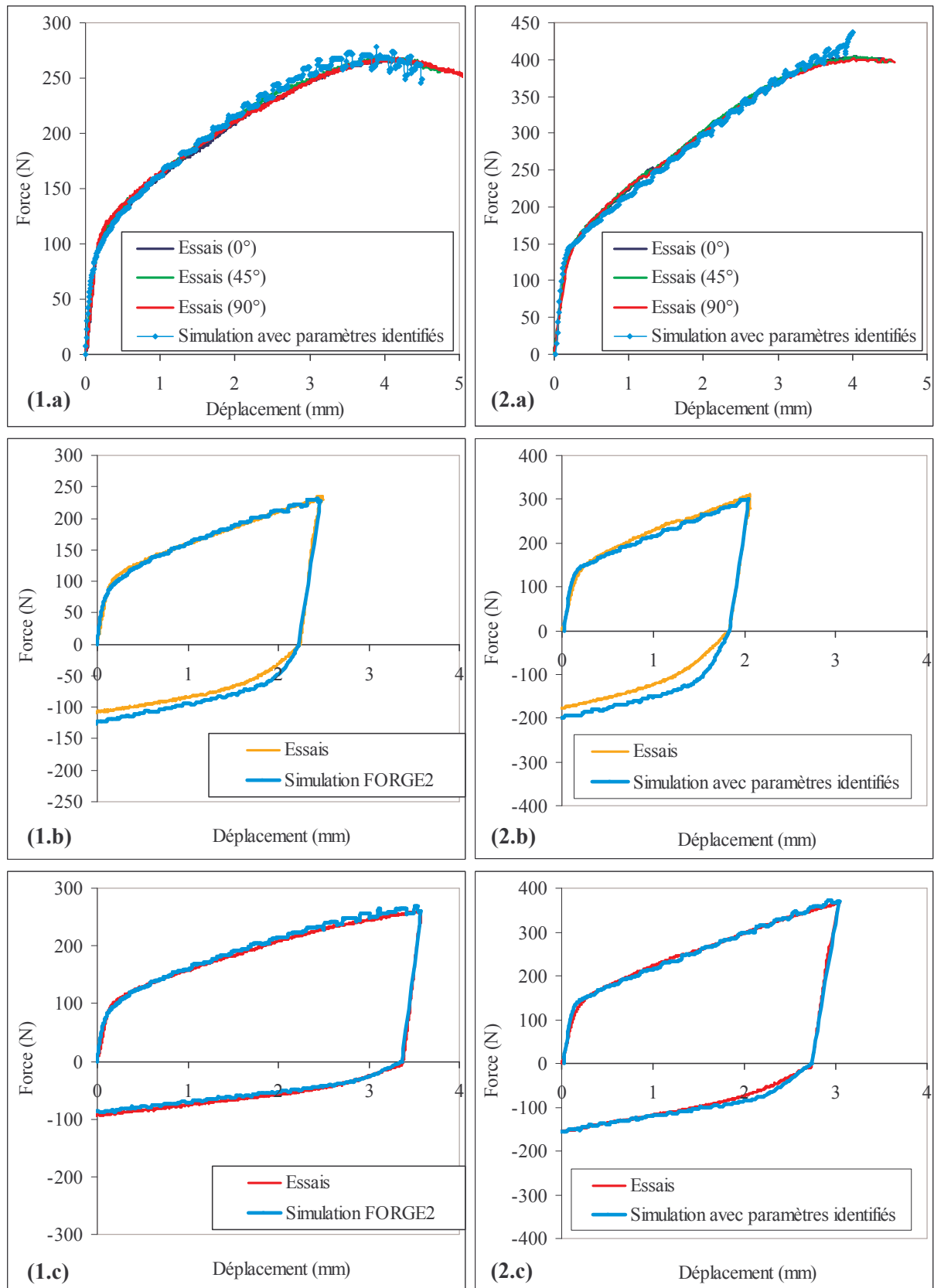


Fig. 3.29. Comparaison entre les courbes données par les essais de pliage/dépliage et celles issues des simulations FORGE2[®] avec les paramètres identifiés de la loi d'écroutissage isotrope : cas de l'acier E220BH (1.a), (1.b), (1.c) et de l'alliage d'aluminium 5754 (2.a), (2.b), (2.c).

3.5.5.2. Identification des paramètres des lois d'écrouissage combiné

a. Ecrouissage combiné de Hughes

L'identification est effectuée sur la base expérimentale de deux essais cycliques de pliage/dépliage afin de couvrir une plage significative des déformations : pour l'acier, un essai de pliage/dépliage effectué jusqu'à $U_{max} = 2,5$ mm, l'autre jusqu'à $U_{max} = 3,5$ mm ; pour l'alliage d'aluminium, l'un réalisé pour $U_{max} = 2$ mm, l'autre pour $U_{max} = 3$ mm. Le tableau 3.6 indique les valeurs des paramètres identifiés et la figure 3.30 présente l'évolution des forces obtenues en utilisant les paramètres identifiés. On remarque que malgré l'identification, une erreur subsiste sur le calcul des forces dans la phase élastique en début de dépliage aussi bien pour l'acier que pour l'alliage d'aluminium. Les forces calculées numériquement ont tendance à surestimer celle obtenues expérimentalement. Cette constatation montre la limitation du modèle dont il faudrait augmenter le nombre de coefficients afin d'affiner la description de l'effet Bauschinger.

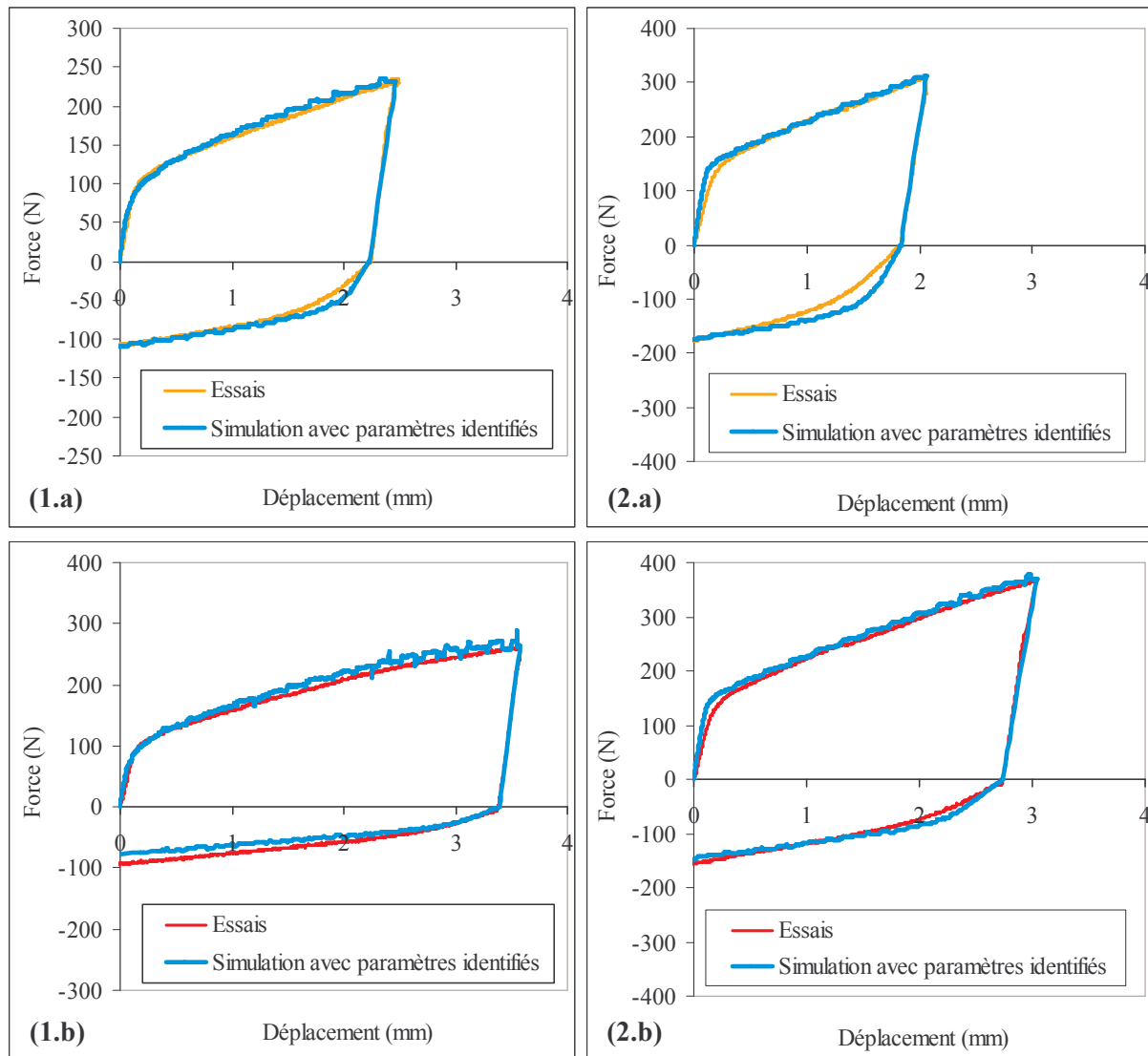


Fig. 3.30. Réponses expérimentales et numériques en utilisant les paramètres identifiés du modèle d'écrouissage combiné de Hughes : acier E220BH (1.a), (1.b) et Al 5754 (2.a), (2.b).

Nuances	$400 < K < 700$	$0,15 < n < 0,35$	$0 < \bar{R} < 0,5$	$0 < \beta < 1$	ϕ_{final} (%)
Acier E220BH	595	0,182	0	0,13	7,9
Al 5754	477	0,315	0,193	0,18	8,5

Tab. 3.6. Résultats de l'identification des paramètres du modèle de Hughes et domaine de recherche.

b. Ecroissage combiné de Lemaître Chaboche

On procède de la même façon que pour l'écroissage de Hughes en prenant comme loi isotrope la loi de Voce (3.41) pour l'Al 5754 où R_{sat} (MPa), C_R et R_e (MPa) sont les paramètres à identifier et la loi d'Hollomon (3.42) pour l'acier E220BH où l'on cherche à déterminer K (MPa) et n . Il faut rajouter la détermination des paramètres de la partie cinématique C_0 (MPa) et γ . Les forces calculées par la simulation en utilisant les paramètres identifiés sont représentées sur la figure 3.31.

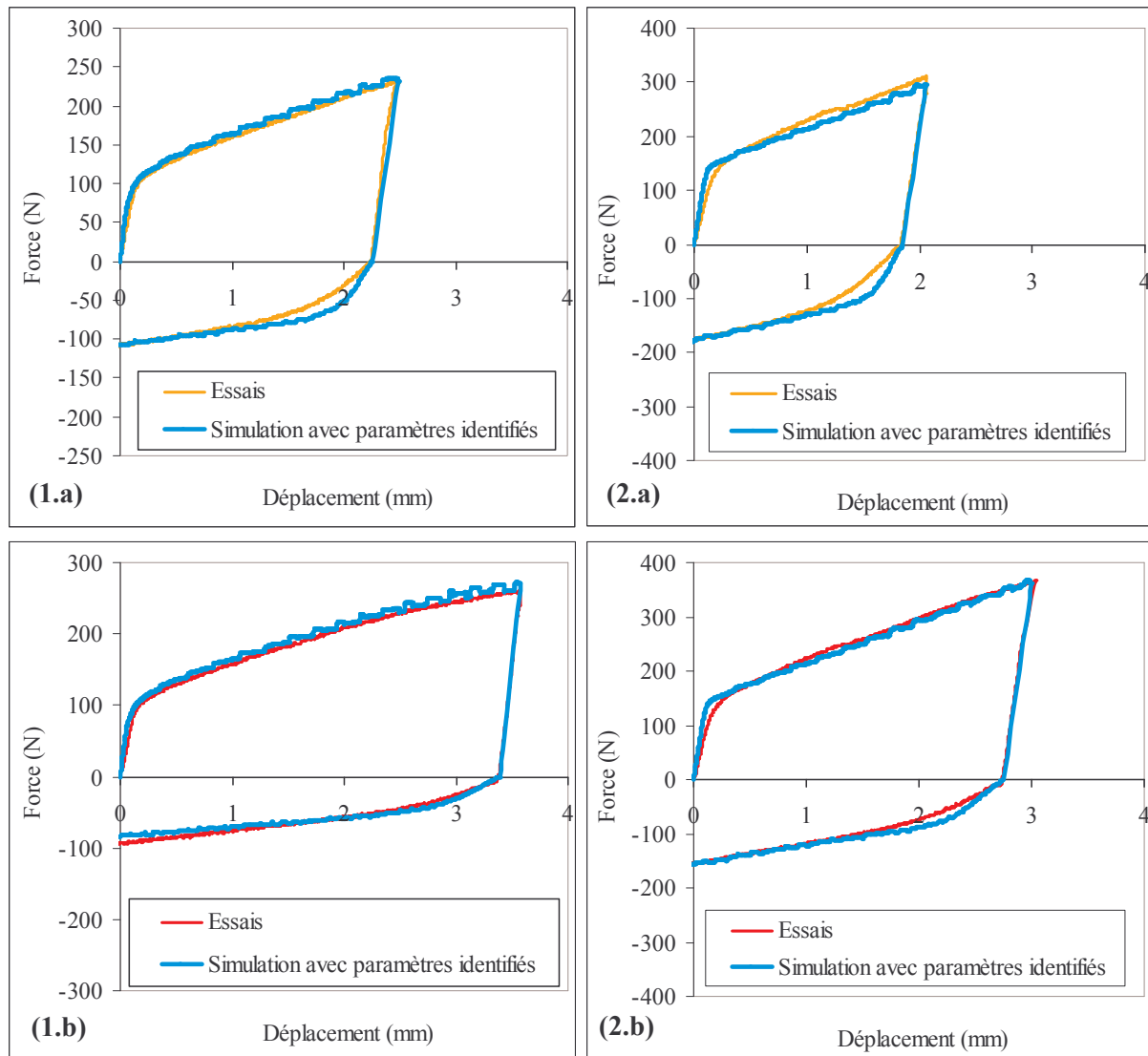


Fig. 3.31. Réponses expérimentales et numériques obtenues en utilisant les paramètres identifiés du modèle d'écroissage mixte de Lemaître Chaboche : acier E220BH (1.a), (1.b) et Al 5754 (2.a), (2.b).

Les valeurs des paramètres identifiés sont présentées dans le tableau 3.7 pour l'acier E220BH et dans le tableau 3.8 pour les alliages d'aluminium 5754 et 6016 DR130. Il faut remarquer que la valeur du coefficient n identifiée pour l'acier ne correspond pas à la valeur attendue du coefficient d'écroutissage, à cause du couplage fort entre la partie isotrope et cinématique. On note aussi la plus grande complexité de ce modèle par rapport au précédent en raison de l'existence d'un coefficient supplémentaire dans la partie cinématique. Cependant, cette plus grande complexité ne permet pas de supprimer le désaccord visible avec l'expérience en début de dépliage et déjà présent en utilisant le modèle de Hughes. Cet écart est d'autant plus prononcé que les déformations subies dans la tôle sont faibles (U_{max} faibles). Ce phénomène est également observé dans les travaux de Simon et al. [28] et traduit une des limitations de ce modèle. Les performances des deux modèles d'écroutissage combiné semblent donc équivalentes.

$200 < K < 400$	$0,10 < n < 0,20$	$100 < C_0 < 1000$	$0,01 < \gamma < 10$	ϕ_{final} (%)
462	0,119	523	2,47	6,1

Tab. 3.7. Résultats de l'identification des paramètres du modèle de Lemaître Chaboche pour l'acier E220BH.

Nuances	R_e	$100 < R_{sat} < 300$	$5 < C_R < 15$	$100 < C_0 < 1000$	$1 < \gamma < 10$	ϕ_{final} (%)
Al 5754	102	135	10,59	193	4,17	8,9
Al 6016 DR130	152	161	17,39	339	5,41	8,3

Tab. 3.8. Coefficients du modèle de Lemaître Chaboche identifiés pour les alliages d'aluminium 5754 et 6016 DR130.

Remarque : l'identification des paramètres des lois d'écroutissage combiné est effectuée en utilisant le critère de plasticité de von Mises. Pour savoir s'il est possible de coupler ces lois avec le critère de plasticité de Hill48, plus représentatif du comportement des tôles, deux simulations du pliage/dépliage de la tôle en acier E220BH sont réalisées dans OPTRIS v6.1 : l'une en utilisant la loi d'écroutissage combiné de Lemaître Chaboche identifiée plus haut et couplée au critère de von Mises et l'autre où la loi d'écroutissage mixte de Lemaître Chaboche est couplée au critère de Hill48. L'écart au sens des moindres carrés entre les courbes de forces calculées est d'environ 5 %. Cette erreur étant du même ordre de grandeur que celles commises dans les identifications, il paraît également légitime d'utiliser ces lois d'écroutissage combiné avec le critère de plasticité de Hill48.

3.6. Conclusions et perspectives

Dans cette partie, nous avons montré que le comportement en flexion monotone peut être correctement représenté à partir de la traction uni-axiale, essai classiquement utilisé pour la caractérisation rhéologique des tôles. Néanmoins, ces essais restent incomplets lorsqu'il s'agit de décrire le comportement des tôles en flexion cyclique. Nous avons donc étudié deux modèles d'écrouissage combiné adaptés à la représentation des phénomènes de pliage/dépliage ou plus généralement à la description de la flexion cyclique des tôles. Un montage de micro-plier/déplier conçu au cours de la thèse sur la base d'un essai de flexion trois points nous a fourni une base expérimentale riche pour identifier les paramètres des lois d'écrouissage combiné. D'autre part, l'avantage de ces essais est leur bonne représentativité du sertissage pour les deux raisons quantitatives et qualitatives suivantes :

- ils permettent d'atteindre localement des déformations de l'ordre de grandeur de celles obtenues en sertissage,
- ils localisent les déformations de façon analogue au procédé de sertissage.

Une méthode d'identification d'ordre zéro a ensuite été appliquée pour déterminer les paramètres de ces modèles d'écrouissage. Les simulations de sertissage permettront de juger de l'apport de telles lois (voir chapitre 6).

Ces essais ont montré en revanche la limitation des modèles mixtes utilisés puisqu'ils ne fournissent pas une représentation totalement satisfaisante du comportement élasto-plastique en début de déplier. Le modèle de Lemaître Chaboche ne permet pas de pallier à ce problème malgré sa plus grande complexité que le modèle de Hughes. Ce comportement peut être particulièrement gênant pour la simulation du retour élastique. La loi d'écrouissage combiné de Lemaître Chaboche étudiée donne une saturation de l'écrouissage cinématique trop rapide, la rapidité de la saturation étant contrôlée par le coefficient γ (voir relations (3.43), (3.44)). C'est pourquoi il est possible d'élargir ce modèle en introduisant plusieurs variables cinématiques, chacune étant une contribution du tenseur cinématique [2] :

$$\mathbf{X} = \sum_j \mathbf{X}_j \quad (3.50)$$

où chaque contribution \mathbf{X}_j est gouvernée par une équation similaire à la relation (3.35) :

$$\dot{\mathbf{X}}_j = \frac{2}{3} C_j \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_p - \gamma_j \mathbf{X}_j \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_p \quad (3.51)$$

où l'introduction de coefficients supplémentaires C_j , γ_j permettent d'affiner la modélisation dans le domaine du début de chargement en déplier.

De très récents travaux effectués à l'INSA de Lyon ont montré que la décomposition du tenseur cinématique en deux contributions ($j = 2$) semble intéressante pour décrire le chargement en déplier pour des tôles en acier ou en alliage d'aluminium comme celles étudiées ici. La première contribution est gouvernée par la loi de Lemaître Chaboche (3.35) et la deuxième par la loi de Prager (3.32) (où $\gamma_2 = 0$) de sorte que trois coefficients C_1 , γ_1 et C_2 restent à déterminer pour la partie cinématique.

Références bibliographiques

- [1] R. HILL, *The mathematical theory of plasticity*, Oxford University Press, p. 287-294, 1951.
- [2] J. LEMAITRE, J.-L. CHABOCHE, *Mechanics of solid materials*, Cambridge University Press, U.K., p. 161-241, 1990.
- [3] G. ZHANG, X. WU, S.J. HU, *A study on fundamental mechanisms of warp and recoil in hemming*, J. Eng. Mater. Technol. - Trans. ASME, 123, p. 436-441, 2001.
- [4] M. SIGVANT, *The hemming process, a numerical and experimental study*, Ph.D thesis, Department of Structural Engineering and Mechanics, Chalmers University of Technology, Göteborg, 2003.
- [5] W.F. HOSFORD, *A generalized isotropic yield criterion*, J. Appl. Mech., ASME, 39, p. 607-609, 1972.
- [6] W.F. HOSFORD, *On yield loci of anisotropic cubic metals*, Proceedings of the 7th North American Metalworking Conference, Dearborn MI : SME, p. 191-197, 1979.
- [7] F. BARLAT, J. LIAN, *Plastic behaviour and stretchability of sheet metals. Part 1 : A yield function for orthotropic sheets under plane stress conditions*, Int. J. of Plast., 5, p. 51-66, 1989.
- [8] D. BANABIC et al., *Non-quadratic yield criterion for orthotropic sheet metals under plane-stress conditions*, Int. J. Mech. Sci., 45, p. 797-811, 2003.
- [9] L. PARAIANU et al., *An improvement of the BBC2000 yield criterion*, Proceedings of ESAFORM, 2003.
- [10] D. BANABIC et al., *An improved analytical description of orthotropy in metallic sheets*, Int. J. of Plast., 21, p. 493-512, 2005.
- [11] F. BARLAT et al., *Plane stress yield function for aluminium alloy sheets - Part 1 : theory*, Int. J. of Plast., 19, p. 1297-1319, 2003.
- [12] K. MATTIASON, M. SIGVANT, *On the choice of yield criterion for industrial sheet forming simulations*, Proceedings of the 24th IDDRG Congress, Besançon, 2005.
- [13] R. KNOCKAERT, *Etude expérimentale et numérique de la localisation de la déformation lors de la mise en forme de produits minces*, Thèse de Doctorat, Ecole des Mines de Paris, CEMEF, Sophia-Antipolis, France, 2000.

- [14] M.L. GARCIA ARANDA, *Etude thermo-mécanique et modélisation numérique de l'emboutissage à chaud de l'usibor 1500*, Thèse de Doctorat, Ecole des Mines de Paris, CEMEF, Sophia-Antipolis, France, 2000.
- [15] M. BEN-TAHAR, *Contribution à l'étude et à la simulation du procédé d'hydroformage*, Thèse de Doctorat, Ecole des Mines de Paris, CEMEF, Sophia-Antipolis, France, 2005.
- [16] W. PRAGER, *Recent developments in the mathematical theory of plasticity*, J. Appl. Phys., 20, p. 235, 1949.
- [17] F. MORESTIN, *Contribution à l'étude du retour élastique lors de la mise en forme des produits plats*, Thèse de doctorat, INSA, Lyon, France, 1993.
- [18] J.L. CHABOCHE, *Viscoplastic constitutive equations for the description of cyclic and anisotropic behaviour of metals*, Bull. de l'Acad. Polonaise des Sciences, série Sc. et Techn., 25, n° 1, p. 33-42, 1977.
- [19] P.J. ARMSTRONG, C.O. FREDERICK, *A mathematical representation of the multiaxial Bauschinger effect*, CEGB report RD/B/N731, 1966.
- [20] J.L. CHABOCHE, *Constitutive equations for cyclic plasticity and cyclic viscoplasticity*, Int. J. of Plasticity, 5, p.247-302, 1989.
- [21] T.J.R. HUGHES, *Numerical implementation of constitutive models : rate-independent deviatoric plasticity*, Martinus Nijhoff, Dordrecht, The Netherlands, 1984.
- [22] F. YOSHIDA, M. URABE, V.V. TOROPOV, *Identification of material parameters in constitutive model for sheet metals from cyclic bending tests*, Int. J. Mech. Sci., 40, p. 237-249, 1998.
- [23] K.M. ZHAO, J.K. LEE, *Generation of cyclic stress-strain curves for sheet metals*, J. Engrg Mater. Technol., 123, p. 391-397, 2001.
- [24] M. BRUNET, F. MORESTIN, S. GODEREAUX, *Non-linear kinematic hardening identification for anisotropic sheet-metals with bending-unbending tests*, MED-Vol. 11, Proceedings of the ASME Manufacturing in Engineering Division, ASME 2000, p. 599-604, 2000.
- [25] H.-M. HUANG, S.-D. LIU, S. JIANG, *Stress and strain histories of multiple bending-unbending springback process*, J. Engrg. Mater. Technol., 123, p. 384-390, 2001.
- [26] J. CASEY, P.M. NAGHDI, *On the characterization of strain hardening in plasticity*, J. Appl. Mech., 48, p. 285-296, 1981.

- [27] C. ALIAGA, *Simulation numérique par éléments finis en 3D du comportement thermomécanique au cours du traitement thermique d'aciers : application à la trempe de pièces forgées ou coulées*, Thèse de doctorat, Ecole des Mines de Paris, CEMEF, Sophia-Antipolis, France, 2000.
- [28] P. SIMON, F. SABOURIN, F. MORESTIN, L. PHAN, *Direct identification of combined hardening with a cyclic bending test*, Proceedings of the 24th IDDRG Congress, Besançon, 2005.
- [29] O. GHOUATI, J.C. GELIN, *Gradient based methods, genetic algorithms and the finite element method for the identification of material*, Simulation of Materials Processing : Theory, Methods and Applications, Huétink & Baaijens (Eds), p. 157-162, 1998.
- [30] J.H. HOLLAND, *Adaptation in natural and artificial systems*, Ann Harbor, MI : The University of Michigan Press, 1975.
- [31] T. BÄCK, H.P. SCHWEFEL, *An overview of evolutionary algorithms for parameter optimization*, Evolutionary Computation, 1, n° 1, MIT Press, p. 1-23, 1993.
- [32] M. EMMERICH et al., *Metamodel-assisted evolution strategies*, Parallel Problem Solving from Nature – PPSN VII, Merelo Guervos et al. (Eds), Proceedings of the 7th International Conference, Granada, September 2002, LNCS2439, p. 361-371, Berlin, 2002.
- [33] M. EMMERICH, J. JAKUMEIT, *Metamodel-assisted optimisation with constraints : a case study in material process design*, International Congress on Evolutionary Methods for Design, Optimization and Control with Applications to Industrial Problems, EUROGEN 2003, Barcelona, 2003.
- [34] N. CRESSIE, *Statistics for special data*, J. Wiley, N.Y., 1993.
- [35] T.T. DO, *Etude des algorithmes évolutionnaires pour l'optimisation de forme en 3D*, rapport d'avancement, Ecole des Mines de Paris, CEMEF, Sophia-Antipolis, juillet 2003.

Chapitre 4

Essais de sertissage et caractérisation du frottement

Sommaire

4.1. INTRODUCTION.....	84
4.2. ESSAIS DE LABORATOIRE SUR DES EPROUVETTES A BORD DROIT.....	84
4.2.1. Description du dispositif expérimental.....	84
4.2.2. Paramètres géométriques relatifs aux différentes étapes du procédé.....	85
4.2.2.1. Définition des paramètres relevés.....	85
4.2.2.2. Valeurs des paramètres géométriques avant présertissage.....	88
4.2.3. Résultats sur la géométrie finale des pièces et les forces résultantes.....	89
4.2.3.1. Géométrie des pièces après essais.....	89
4.2.3.2. Résultats des forces mises en jeu et analyse des contacts.....	90
4.2.3.3. Effet des dispersions expérimentales sur les géométries et les forces.....	94
4.2.4. Résultats sur les défauts de sertissage.....	96
4.2.4.1. Mesure des défauts de ligne en creux par microscopie optique.....	96
4.2.4.2. Etude de l'endommagement des sertis.....	97
4.2.5. Caractérisation du frottement en présertissage/sertissage.....	99
4.2.5.1. Introduction.....	99
4.2.5.2. Modèle analytique de détermination du coefficient de frottement.....	99
4.2.5.3. Calcul d'incertitude sur le coefficient de frottement apparent.....	101
4.2.5.4. Courbes de frottement pour les nuances étudiées.....	102
4.2.5.5. Conclusions sur la validité du modèle de frottement.....	105
4.3. ESSAIS SEMI-INDUSTRIELS SUR DES EPROUVETTES A BORD COURBE.....	105
4.3.1. Description de la sertisseuse hydraulique d'essai.....	105
4.3.2. Description des éprouvettes étudiées.....	106
4.3.3. Résultats expérimentaux.....	107
4.3.3.1. Enroulements après présertissage/sertissage.....	107
4.3.3.2. Résultats et analyse des forces mises en jeu.....	108
4.3.3.3. Frottement lame/peau pour les éprouvettes à bord droit.....	111
4.3.4. Extension de la détermination du frottement pour les cas courbes.....	111
4.3.4.1. Détermination analytique du frottement.....	111
4.3.4.2. Application au présertissage/sertissage des pièces à bord courbe.....	114
4.3.4.3. Discussion sur le choix des valeurs du coefficient de frottement.....	117
4.4. CONCLUSIONS.....	117
RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES.....	119

4.1. Introduction

L'objet de cette partie est de présenter les résultats des essais de présertissage et de sertissage effectués sur des éprouvettes à bord droit au moyen d'un montage de laboratoire conçu au CEMEF. Ces essais fournissent non seulement l'évolution de la géométrie des pièces au cours de l'opération mais aussi une description fine de l'évolution du contact entre les tôles et les outils. De plus, le montage permet de suivre avec précision les paramètres géométriques relatifs à chaque étape du procédé et les forces mises en jeu. Des essais semi-industriels menés chez PSA Peugeot Citroën sur des éprouvettes plates à bord courbe permettent d'enrichir la base expérimentale réalisée sur les pièces à bord droit.

4.2. Essais de laboratoire sur des éprouvettes à bord droit

4.2.1. Description du dispositif expérimental

Un montage expérimental de laboratoire illustré sur la figure 4.1 a été conçu au CEMEF pour le présertissage et le sertissage d'éprouvettes à bord droit. Le tombage de ces éprouvettes est réalisé auparavant chez PSA Peugeot Citroën. Le dispositif est placé sur une machine de traction DARTEC de capacité maximale 320 kN munie d'une cellule de force de capacité maximale 20 kN. La machine est utilisée en compression et la traverse est animée d'une faible vitesse constante de 10 mm/min pour étudier le comportement quasi-statique en sertissage. La descente de la lame permettant le présertissage ou le sertissage est générée par la mise en contact de la tête de lame avec le poinçon de la machine de traction (voir figure 4.1). Le dispositif permet de simuler expérimentalement le stade de présertissage et l'étape de sertissage grâce au remplacement de la lame de présertissage par une lame horizontale. Une liaison rotule assure la liaison entre la tête de lame et la traverse de la machine de traction. Elle permet de réduire les pertes par frottement et de fiabiliser la mesure des forces. La cellule de force de traction/compression et le capteur de déplacement installés sur la DARTEC permettent respectivement de mesurer le déplacement de la lame et la force verticale F_z exercée par la lame sur la peau. Le capteur horizontal monté sur le dispositif permet de suivre la force horizontale F_x exercée par la lame sur la tôle. La précision de mesure des forces et des déplacements est d'environ 0,5 %. Afin de suivre la déformée de la tôle au cours du présertissage et du sertissage, un appareil de photo numérique est placé perpendiculairement au montage pour prendre des clichés à différents instants de l'essai. Ce dispositif permet de suivre précisément l'évolution des contacts entre les pièces et la déformation de la tôle au cours des stades de présertissage et de sertissage. L'avantage d'un tel montage est de contrôler les dispersions et de réduire de surcroît les incertitudes de mesure induites par le procédé réel. Le but est d'obtenir une base expérimentale fiable pour laquelle chaque paramètre d'entrée est parfaitement contrôlé.

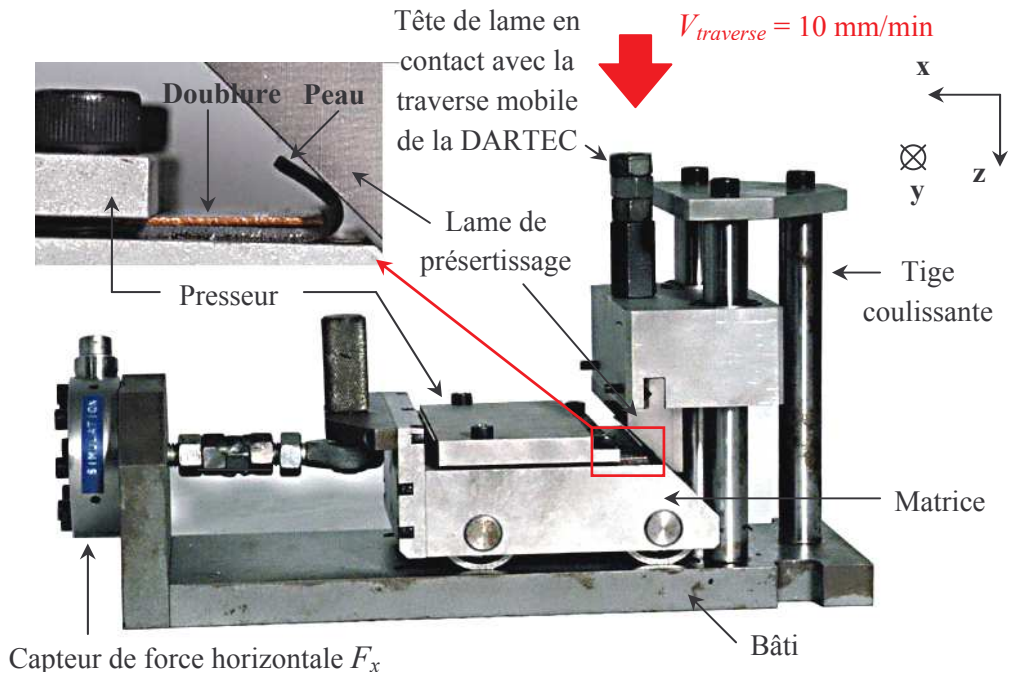


Fig. 4.1. Dispositif expérimental de présertissage/sertissage d'éprouvettes à bord droit utilisé lors du présertissage d'une tôle métallique.

4.2.2. Paramètres géométriques relatifs aux différentes étapes du procédé

4.2.2.1. Définition des paramètres relevés

Les éprouvettes initialement rectangulaires sont usinées à partir de flans bruts découpés à la cisaille. La largeur des peaux est de $117,1 \pm 0,05$ mm et la largeur des doublures est de $96,1 \pm 0,05$ mm pour les pièces en acier et de $94,6 \pm 0,05$ mm pour les pièces en alliage d'aluminium. La longueur initiale est de $400 \pm 0,05$ mm. Le tombage est tout d'abord réalisé chez PSA Peugeot Citroën à l'aide d'une presse d'emboutissage instrumentée (voir annexe E.1). Les éprouvettes sont ensuite découpées de manière à respecter une longueur de $100 \pm 0,05$ mm, puis soumises au présertissage et au sertissage sur le dispositif du CEMEF. La figure 4.2 illustre les différents paramètres géométriques relevés après chaque étape. On distingue plusieurs catégories de paramètres géométriques, relatifs au tombage ou caractéristiques du positionnement entre les pièces avant d'effectuer les essais de présertissage/sertissage :

- les épaisseurs des tôles à assembler ayant déjà été mentionnées au tableau 2.1 du chapitre 2,
- les paramètres relatifs au procédé de tombage tels que le rayon de tombage R_t correspondant au rayon de courbure du poinçon de tombage (voir figure 1.4 du chapitre 1) et le jeu entre la matrice et la tôle noté J (celui-ci étant défini précisément en annexe E.1 et réglé par le metteur au point avant le tombage). Une valeur négative du jeu entraîne le passage de la tôle dans un entrefer entre le poinçon et la matrice inférieur à l'épaisseur de la tôle, ce qui induit le laminage du bord tombé en cours de tombage. La réduction d'épaisseur de la tôle entraîne simultanément la diminution de l'angle d'ouverture θ_t et l'augmentation de la hauteur de bord par conservation du volume de matière,

- les paramètres caractéristiques de la géométrie de la tôle après tombage comme la hauteur de bord tombé h_t et l'angle d'ouverture θ_t (retour élastique). La hauteur de bord est mesurée au pied à coulisse et l'angle d'ouverture est mesuré au rapporteur d'angle de précision $\pm 0,5^\circ$. La hauteur de bord tombé dépend du jeu J en cours de tombage et du positionnement initial du flan sur le fond de matrice (voir annexe E.1). L'angle d'ouverture θ_t diminue avec l'augmentation de la hauteur de bord tombé h_t et avec l'accroissement du jeu J en cours de tombage. Mais il augmente lorsque le rayon de tombage R_t augmente [1],
- les paramètres géométriques avant présertissage relatifs au positionnement initial de la doublure sur la peau et du presseur sur la doublure respectivement caractérisés par l_3 (distance entre l'extrémité de la doublure et l'entrée de rayon de tombage de la peau) et l_4 (largeur de la doublure non maintenue par le presseur, voir figure 4.2). Ces mesures sont réalisées au pied à coulisse et confirmées à partir des clichés numériques. L'incertitude de mesure de ces paramètres est estimée à environ $\pm 0,1$ mm.

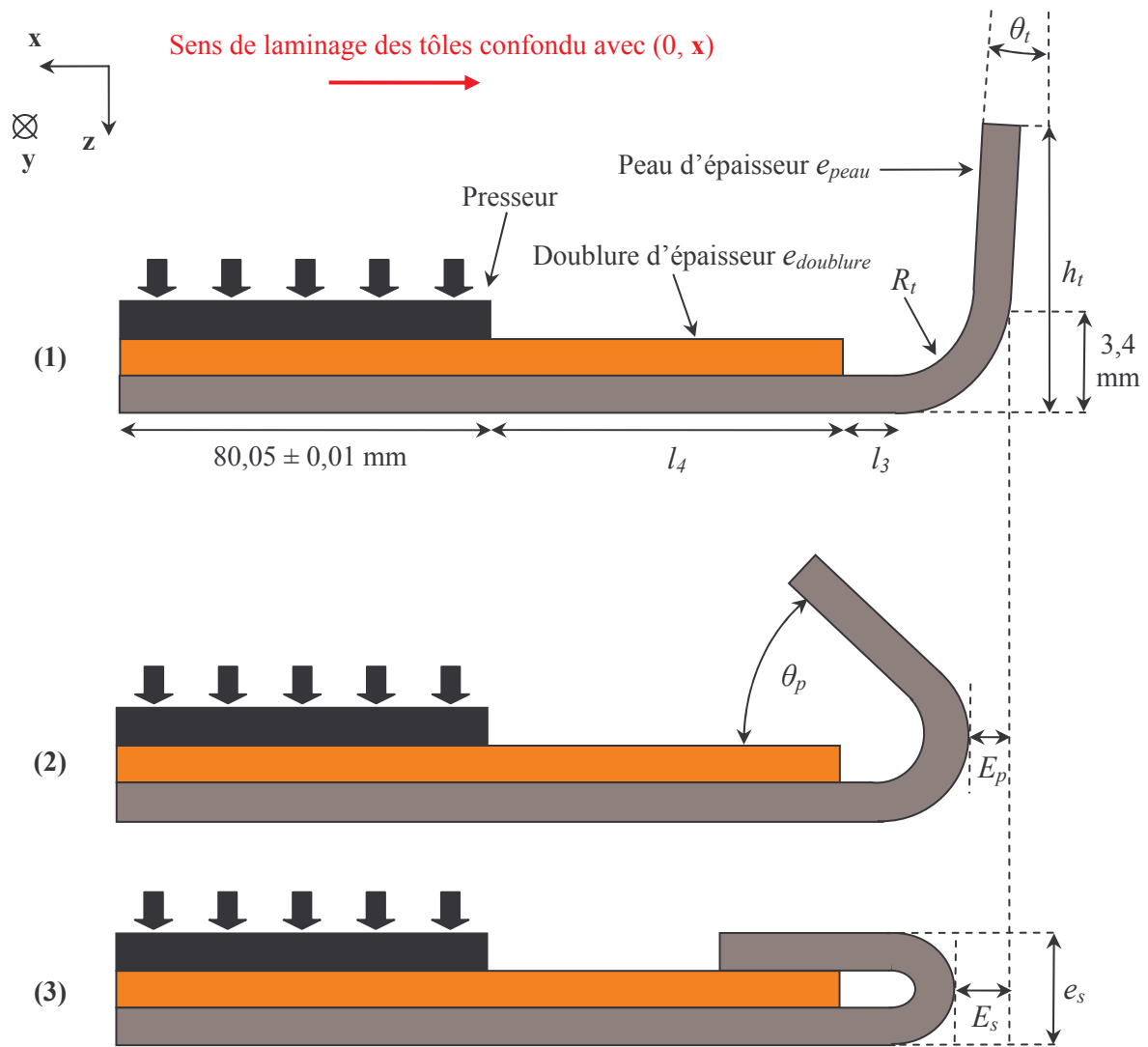


Fig. 4.2. Coupes schématiques des éprouvettes à bord droit après tombage (1), présertissage (2) et sertissage (3).

Le tombage étant réalisé, on impose une course de lame en présertissage afin d'obtenir approximativement un angle entre le bord tombé et l'horizontale θ_p d'environ 45° . Il en résulte un enroulement associé E_p directement dépendant de l'angle θ_p (voir schéma (2) de la figure 4.2). De même, on impose une course de lame de sertissage de façon à atteindre une épaisseur finale de serti e_s , associée à l'enroulement final après sertissage E_s , ces deux paramètres étant implicitement interdépendants. Qu'il s'agisse du procédé industriel en ligne ou de nos essais au CEMEF, la course des lames est toujours imposée pour les stades de présertissage et de sertissage. Dans le procédé industriel, la course des lames est définie par la présence d'une butée alors qu'une consigne en déplacement est imposée à la machine de traction dans nos essais, la traverse de la DARTEC n'étant pas initialement en contact avec la tête de lame. Une phase préliminaire de réglage est donc nécessaire pour déterminer le déplacement maximal de la traverse de la DARTEC (reliée à la course finale des lames) de manière à obtenir approximativement un angle θ_p de 45° après présertissage et une épaisseur finale de serti après sertissage devant respecter la norme interne préconisée par le service MXP :

$$e_s = 2e_{peau} + e_{doublure} + e_c \quad (4.1)$$

$e_c \in [0,1; 0,5]$ est l'épaisseur de colle à bille généralement appliquée entre les tôles serties afin d'assurer la bonne tenue de l'assemblage. Si cette valeur est trop faible, la colle risque d'être évacuée de sa zone d'application et son efficacité diminue. En revanche, si elle est trop élevée, le serti risque d'être dépinçé et l'effet mécanique du serrage des pièces par sertissage est amoindri. La norme permet donc un compromis entre ces deux phénomènes pour assurer la tenue optimale des pièces assemblées. Bien que nous ne tenons pas compte de la colle dans nos essais de sertissage, nous nous plaçons en général dans le cadre de cette norme afin de respecter les conditions d'application industrielle. Le schéma de la figure 4.3 résume l'ensemble des paramètres nécessaires et suffisants à relever pour déterminer complètement la géométrie des pièces après chaque étape. L'annexe E décrit en détail les paramètres géométriques et caractéristiques du procédé.

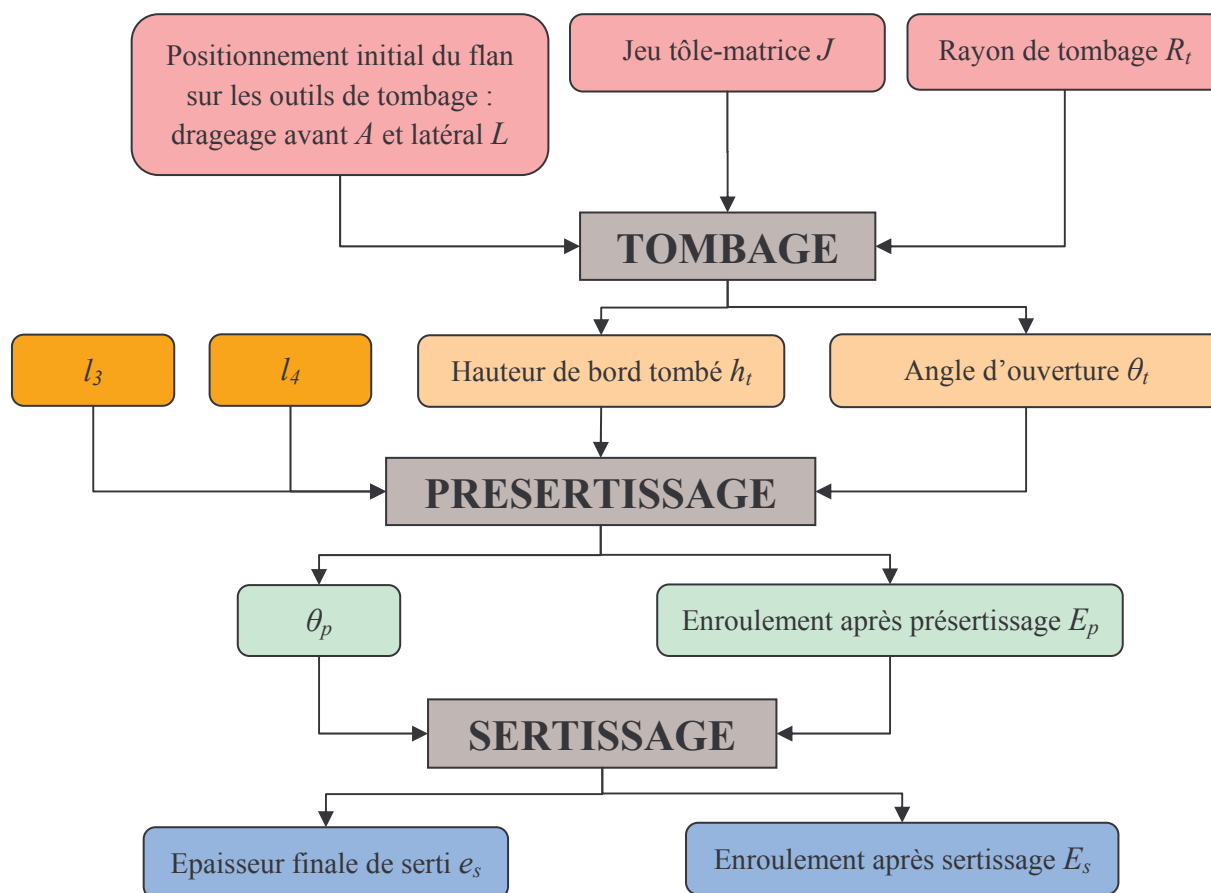


Fig.4.3. Bilan des paramètres géométriques relevés lors des essais.

4.2.2.2. Valeurs des paramètres géométriques avant présertissage

Les paramètres géométriques recensés précédemment varient sensiblement d'une éprouvette à l'autre. C'est pourquoi leurs valeurs sont relevées entre chaque étape du procédé afin de garantir un contrôle maximal sur le procédé total. Le tableau 4.1 récapitule les valeurs des paramètres de réglage du tombage et les valeurs caractéristiques de la géométrie des pièces avant d'effectuer les essais de présertissage au CEMEF. On présente pour chaque paramètre la moyenne des valeurs sur six pièces par nuance ayant au préalable subi le tombage. On indique aussi pour chaque paramètre l'incertitude de détermination à partir de l'incertitude de mesure et de la dispersion associée sur six essais. Enfin, il importe de souligner que la hauteur de bord tombé est, parmi les paramètres géométriques issus du tombage, le paramètre le plus sujet à des dispersions. En effet, elle dépend directement du positionnement initial de la tôle réalisé manuellement sur le fond de la matrice de tombage.

Nuance des tôles	Epaisseur des tôles à assembler		Paramètres relatifs au tombage		Géométrie de la peau après tombage		Positionnement des pièces avant présertissage	
	e_{peau} (mm)	e_{doublure} (mm)	R_t (mm)	J (mm)	h_t (mm)	θ_t (°)	l_3 (mm)	l_4 (mm)
Al 5754	1 $\pm 0,02$	1 $\pm 0,02$	2	0,05 $\pm 0,05$	8,6 $\pm 0,07$	2,5 $\pm 0,5$	1 $\pm 0,1$	14,6 $\pm 0,2$
Al 6016 DR100	1,2 $\pm 0,02$	1 $\pm 0,02$		0 $\pm 0,05$	8,27 $\pm 0,09$	2,3 $\pm 0,5$	1 $\pm 0,1$	14,6 $\pm 0,2$
Al 6016 DR130	1 $\pm 0,02$	1 $\pm 0,02$		0,05 $\pm 0,05$	8,39 $\pm 0,14$	3,6 $\pm 0,5$	0,75 $\pm 0,15$	14,75 $\pm 0,15$
Acier E220BH	0,68 $\pm 0,02$	0,68 $\pm 0,02$	0,5	0,15 $\pm 0,05$	8,62 $\pm 0,14$	2,8 $\pm 0,5$	2 $\pm 0,3$	14,6 $\pm 0,2$
Acier P220	1,18 $\pm 0,02$	0,68 $\pm 0,02$		0 $\pm 0,05$	8,58 $\pm 0,1$	1,8 $\pm 0,5$	0,4 $\pm 0,2$	14,6 $\pm 0,2$
Acier XSG	0,68 $\pm 0,02$	0,68 $\pm 0,02$		0,10 $\pm 0,05$	8,5 $\pm 0,06$	2 $\pm 0,5$	0,6 $\pm 0,15$	16,5 $\pm 0,2$

Tab. 4.1. Paramètres relatifs au procédé de tombage et géométries des tôles avant présertissage.

4.2.3. Résultats sur la géométrie finale des pièces et les forces résultantes

Ce paragraphe présente les valeurs des enroulements mesurés, les déformées des tôles ainsi que les évolutions des forces verticales et horizontales exercées par les lames respectivement au cours du présertissage et du sertissage. Une analyse qualitative et une discussion des résultats sont ensuite exposées.

4.2.3.1. Géométrie des pièces après essais

Le tableau 4.2 ci-après présente les valeurs des paramètres géométriques mesurés après le présertissage et le sertissage des pièces. On remarque tout d'abord que les alliages d'aluminium sont plus critiques que les aciers dans le sens où les enroulements sont plus élevés, d'où une plus grande nécessité de précision sur leur prédiction en simulation numérique. On observe un déroulement (diminution de l'enroulement) lors du sertissage. Il est par exemple de 34 % pour l'éprouvette en acier E220BH, 22 % pour celle en acier P220 et 12 % pour celle en alliage d'aluminium 6016 DR 100.

Nuance des tôles	Après présertissage		Après sertissage	
	θ_p (°)	E_p (mm)	e_s (mm)	E_s (mm)
Al 5754	$44,9 \pm 1,8$	$1,75 \pm 0,04$	$3,11 \pm 0,03$	$1,39 \pm 0,05$
Al 6016 DR100	45 ± 2	$1,60 \pm 0,04$	$3,44 \pm 0,04$	$1,40 \pm 0,04$
Al 6016 DR130	$48 \pm 0,6$	$1,53 \pm 0,04$	$3,24 \pm 0,06$	$1,35 \pm 0,03$
Acier E220BH	$45,1 \pm 2,1$	$0,84 \pm 0,04$	$2,27 \pm 0,04$	$0,57 \pm 0,04$
Acier P220	45 ± 2	$1,49 \pm 0,06$	$3,25 \pm 0,09$	$1,16 \pm 0,04$
Acier XSG	$46,8 \pm 0,6$	$0,69 \pm 0,05$	$2,10 \pm 0,05$	$0,44 \pm 0,06$

Tab. 4.2. Paramètres géométriques des tôles après les essais de présertissage et de sertissage.

4.2.3.2. Résultats des forces mises en jeu et analyse des contacts

Les figures 4.4 et 4.5 présentent l'évolution de la déformée de l'éprouvette en Al 6016 DR100 obtenue grâce à une série de photos numériques prises à différents instants du procédé. Par analogie avec les figures 4.4 et 4.5, les évolutions de la géométrie des autres éprouvettes ne sont pas représentées. Les figures 4.6 et 4.7 présentent l'évolution des forces verticales et horizontales mesurées au cours des stades de présertissage et de sertissage pour deux hauteurs de bord tombé légèrement différentes.

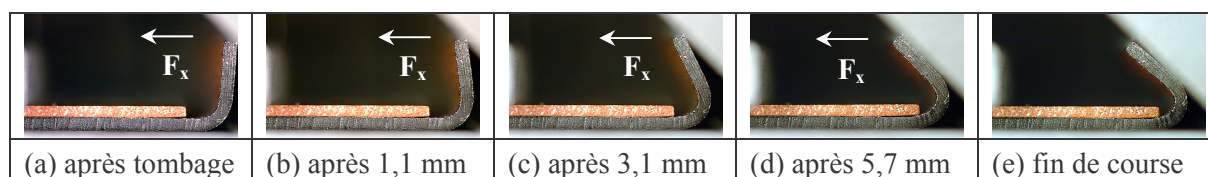


Fig. 4.4. Déformées successives des éprouvettes en Al 6016 DR100 (doublure en orange et peau en gris) vues en coupe pour différents déplacements de la lame au cours du présertissage (essai 2).

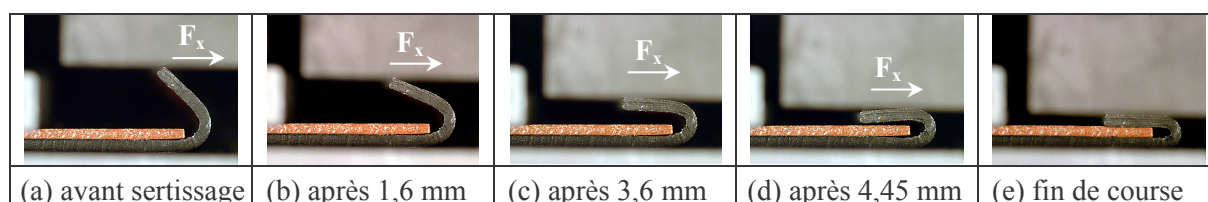


Fig. 4.5. Déformées des éprouvettes en Al 6016 DR100 (doublure en orange et peau en gris) vues en coupe pour différents déplacements de la lame au cours du sertissage (essai 2).

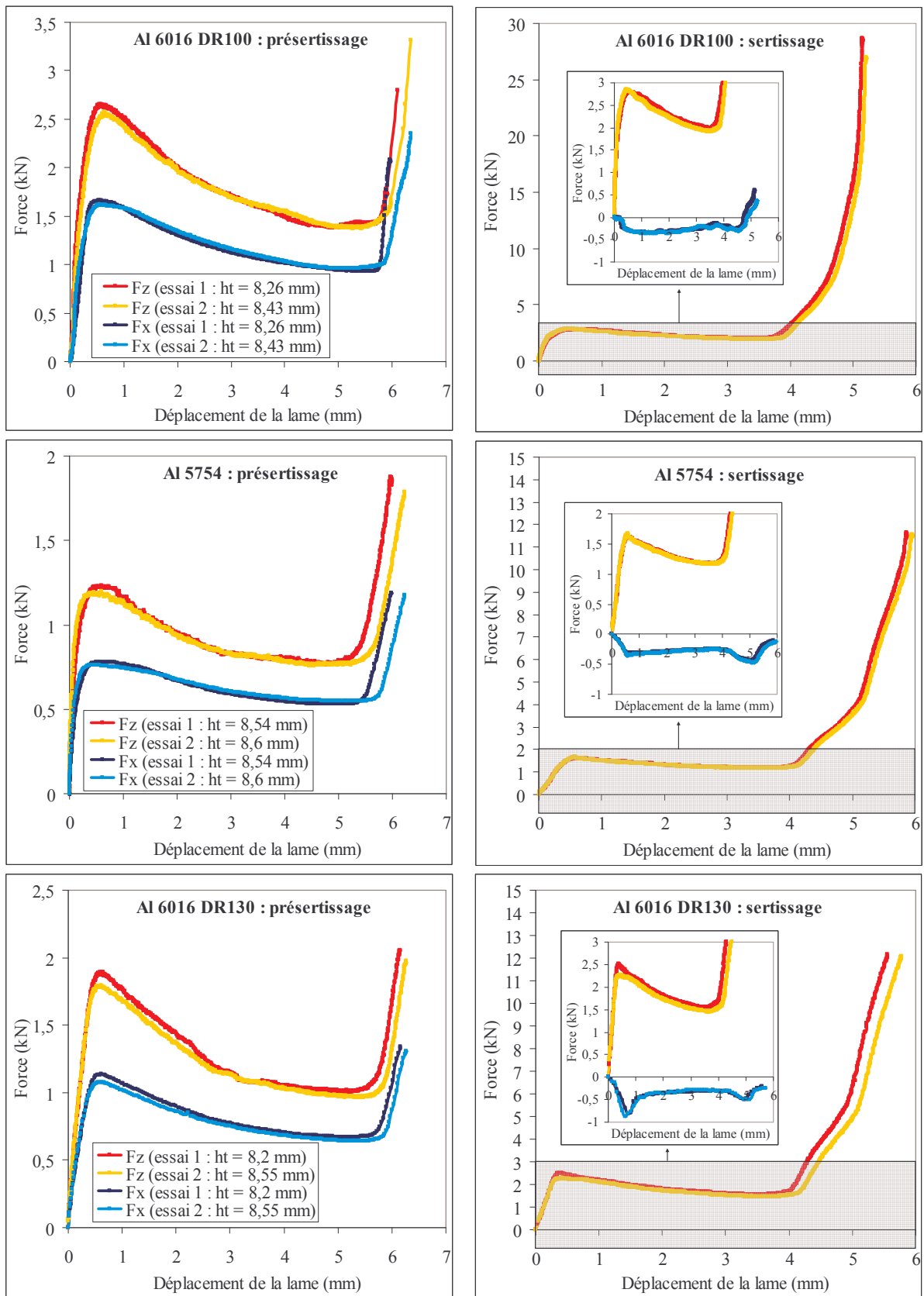


Fig. 4.6. Forces verticales et horizontales mesurées au cours des stades de présertissage et de sertissage des éprouvettes en alliage d'aluminium.

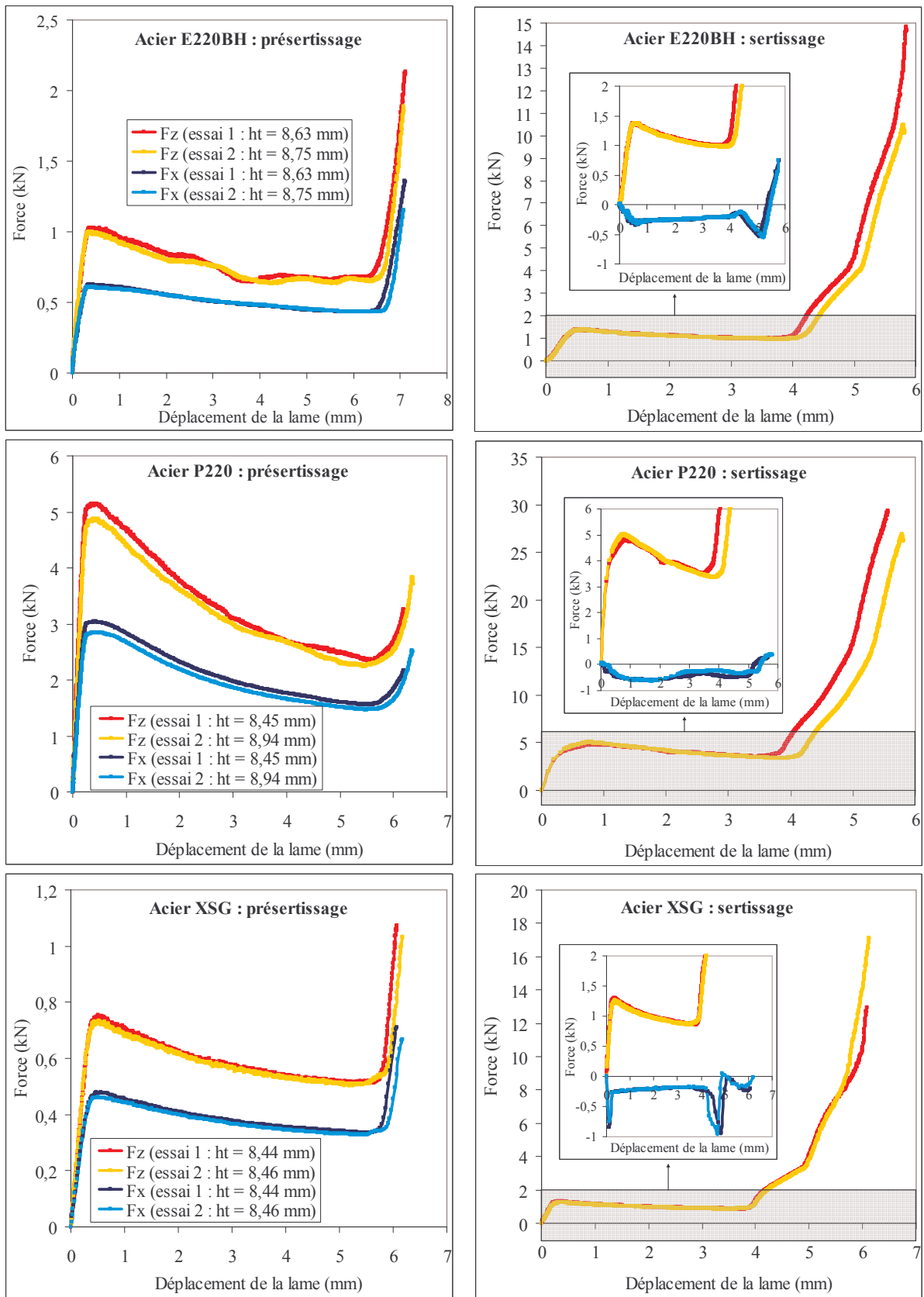


Fig. 4.7. Forces verticales et horizontales mesurées au cours des stades de présertissage et de sertissage des nuances en acier.

L'allure générale des courbes tracées sur les figures 4.6 et 4.7 est conforme à notre attente [2] (voir annexe A.1). Elles présentent toutes, pour le stade de présertissage et de sertissage, une montée rapide des forces suivie de leur décroissance progressive. Cette évolution se termine par une remontée brusque des forces rendant de ce fait imprécises leurs valeurs maximales en fin de présertissage et de sertissage. Les courbes mettent en évidence l'influence de la hauteur de bord tombé, résultats déjà établis par Muderrisoglu et al. [2] et rappelées en annexe A.1. L'augmentation de la hauteur de bord tombé entraîne la diminution des forces de présertissage et de sertissage et l'accroissement de la course finale de lame. En effet, l'augmentation de la hauteur de bord tombé entraîne l'accroissement du bras de levier entre le contact lame/peau et la zone du rayon de tombage où la matière est fortement écrouie (voir figures 4.4 et 4.5). Par ailleurs, comme le montre le graphe de la figure 4.8, l'angle d'ouverture après tombage peut être une source de dispersion sur le pic initial des forces au présertissage. On observe par exemple ce phénomène sur l'éprouvette en Al 5754.

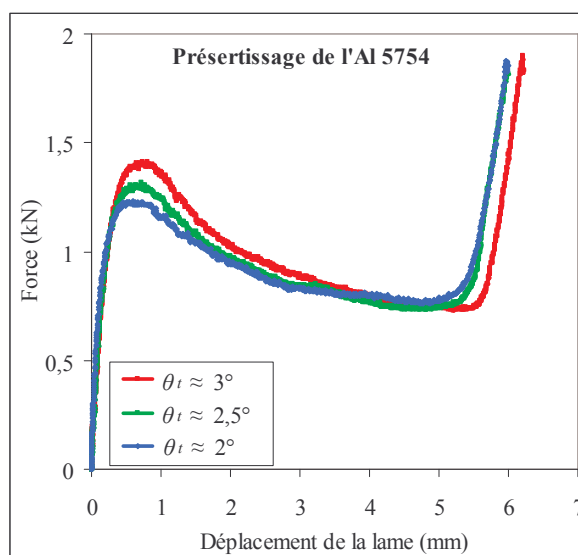


Fig. 4.8. Influence de l'angle d'ouverture après tombage θ_t sur les courbes de forces en présertissage.

On note sur les figures 4.4 et 4.5 la présence de plusieurs phases au cours du présertissage et du sertissage pendant lesquelles la nature du contact est différente. Elles permettent d'interpréter l'évolution qualitative des forces. Au cours du présertissage :

- *la phase 1* correspond à la mise en flexion progressive de la peau. Comme le montrent les photos (a), (b), (c) et (d) de la figure 4.4, le contact entre la lame et la peau s'effectue sur le bord de la tôle. Dans cette phase, le bras de levier augmente en raison de la flexion de la tôle éloignant le contact entre la tôle et la lame de la zone de déformation effective de la tôle située au niveau du rayon de tombage. Le pic initial des forces correspond aux valeurs des forces nécessaires pour mettre la tôle en flexion. La diminution des forces qui suit résulte de l'augmentation du bras de levier.
- *la phase 2* est caractérisée par le déplacement rapide du point de contact sur la surface de la tôle, comme le montre la photo (e) de la figure 4.4. Ce phénomène entraîne la diminution du bras de levier qui est à l'origine de l'augmentation finale brutale des forces.

Puis en cours de sertissage, on distingue trois phases :

- *la phase 1* (photos (a), (b) et (c) de la figure 4.5) au cours de laquelle le point de contact entre la lame et la tôle se situe en coin de tôle, de façon analogue à la *phase 1* du présertissage. Les forces augmentent initialement aussi très fortement jusqu'à diminuer en moyenne d'environ 30 %. La direction de la force horizontale est inversée par rapport au présertissage ce qui traduit une tendance au déroulement (diminution de l'enroulement par rapport au présertissage), comme le confirment les valeurs finales d'enroulement données dans le tableau 4.2.
- *la phase 2* (photo (d) de la figure 4.5) où le point de contact entre la lame et la tôle se déplace sur la surface du bord extrême de la peau de façon similaire à la fin du présertissage (photo (e) de la figure 4.4). Durant cette phase, l'extrémité de la peau n'est pas encore en contact avec la doublure. Cette phase est à l'origine de l'augmentation brutale de la force verticale et de l'augmentation (en valeur absolue) de la force horizontale.
- *la phase 3* correspond à la phase d'écrasement final (photo (e) de la figure 4.5) où l'extrémité de la peau entre en contact avec la doublure. Il y a donc compétition entre le frottement lame/peau et le frottement doublure/peau. La force verticale exercée par la lame sur la peau augmente encore plus car elle doit vaincre la réaction de la doublure sur la peau. Ce changement se traduit par une augmentation de la pente des courbes des forces verticales F_z autour de 5 mm de course de lame (voir figures 4.6 et 4.7).

Enfin, on observe que la doublure se soulève légèrement en présertissage (soulèvement élastique de son extrémité de l'ordre du dixième de mm) et qu'elle se rabat en sertissage. Cette observation montre qu'il suffit de connaître le module d'Young et l'épaisseur de la doublure pour modéliser fidèlement son action sur la peau.

4.2.3.3. Effet des dispersions expérimentales sur les géométries et les forces

Les essais, bien que reproductibles, présentent des valeurs expérimentales caractérisant la géométrie des pièces après essais avec une certaine dispersion (voir tableau 4.2). Un plan d'expérience analogue à celui réalisé par Livatyali et Larris [1] aurait été intéressant pour étudier l'influence expérimentale complète de chaque paramètre sur les enroulements. Dans notre cas, nous nous sommes limités à analyser les sources de dispersions observées sur les paramètres géométriques et corrélées à celles observées sur les courbes des forces mesurées. Pour cela, le tableau 4.3 présente les valeurs des paramètres géométriques mesurées pour chaque essai dont les courbes sont présentées sur les figures 4.6 et 4.7.

Nuance des tôles	Numéro d'essai	h_t après tombage	Après présertissage		Après sertissage	
			θ_p (°)	E_p (mm)	e_s (mm)	E_s (mm)
Al 5754	essai 1	8,56 ± 0,03	45 ± 2	1,74 ± 0,04	3,12 ± 0,02	1,38 ± 0,05
	essai 2	8,60 ± 0,02	45 ± 2	1,77 ± 0,02	3,12 ± 0,02	1,44 ± 0,03
Al 6016 DR100	essai 1	8,26 ± 0,01	46 ± 0,5	1,62 ± 0,02	3,49 ± 0,03	1,42 ± 0,03
	essai 2	8,43 ± 0,02	45 ± 0,5	1,60 ± 0,02	3,43 ± 0,02	1,41 ± 0,03
Al 6016 DR130	essai 1	8,20 ± 0,09	48 ± 0,5	1,51 ± 0,02	3,24 ± 0,05	1,32 ± 0,02
	essai 2	8,55 ± 0,02	48 ± 0,5	1,52 ± 0,02	3,27 ± 0,05	1,37 ± 0,02
Acier E220BH	essai 1	8,63 ± 0,05	46 ± 0,5	0,82 ± 0,02	2,16 ± 0,02	0,54 ± 0,02
	essai 2	8,75 ± 0,03	46 ± 0,5	0,88 ± 0,02	2,26 ± 0,02	0,59 ± 0,02
Acier P220	essai 1	8,45 ± 0,05	45 ± 0,5	1,48 ± 0,05	3,21 ± 0,03	1,14 ± 0,04
	essai 2	8,94 ± 0,10	44 ± 0,5	1,56 ± 0,05	3,40 ± 0,02	1,21 ± 0,04
Acier XSG	essai 1	8,44 ± 0,02	47 ± 0,5	0,73 ± 0,02	2,11 ± 0,02	0,48 ± 0,03
	essai 2	8,46 ± 0,02	47 ± 0,5	0,69 ± 0,02	2,15 ± 0,02	0,43 ± 0,03

Tab. 4.3. Valeurs exactes des paramètres géométriques des tôles après essais de présertissage/sertissage.

Les résultats montrent en particulier l'influence de la hauteur de bord tombé et de l'angle θ_p (lié à la course de la lame de présertissage) sur l'enroulement obtenu après présertissage. Les deux essais de présertissage présentés pour l'acier P220 et pour l'alliage d'aluminium 6016 DR100 montrent que l'angle θ_p est d'autant plus faible que les forces maximales en fin de présertissage sont élevées. La raison est qu'en *phase 2* du présertissage, le déplacement du contact sur la surface de la peau est d'autant plus grand que l'angle θ_p est faible (44°). Or d'après le paragraphe précédent, le déplacement du contact sur la surface de la peau diminue le bras de levier ce qui conduit inévitablement à une augmentation des forces en fin de présertissage.

On note par ailleurs qu'à épaisseur finale de serti constante, l'écart éventuellement observé entre les enroulements issus des essais 1 et 2 après présertissage se répercute sur les valeurs finales après le stade de sertissage. Dans le cas où l'épaisseur finale de serti diffère significativement entre les deux essais (cas pour l'acier P220), on constate que cet écart se conserve, ce qui semble signifier que l'épaisseur finale de serti atteinte a peu d'incidence sur l'enroulement final. En revanche, les forces finales maximales mises en œuvre sont fortement sensibles à l'épaisseur finale de serti, comme en témoigne le sertissage de l'acier E220BH. Elles ont tendance à augmenter avec la diminution d'épaisseur finale du serti ce qui semble a priori logique puisque celle-ci s'effectue grâce à une force de compression plus élevée.

Enfin, les courbes de la figure 4.7 montrent une faible remontée finale des forces lors du présertissage de l'acier P220 d'épaisseur 1,2 mm. Les angles θ_p après retrait de la lame (retour élastique) sont pourtant sensiblement similaires aux autres valeurs obtenues pour les autres nuances. Cela signifie que le contact s'est très peu déplacé sur la surface de la tôle, d'où une *phase 2* du stade de présertissage très limitée en raison du faible retour élastique de la tôle après retrait de la lame de présertissage. Cette observation rejoint d'ailleurs les conclusions analytiques tirées par Zhang et al. [3]

qui montrent en particulier que le retour élastique est le plus faible dans des tôles en acier d'épaisseur élevée.

4.2.4. Résultats sur les défauts de sertissage

4.2.4.1. Mesure des défauts de ligne en creux par microscopie optique

L'amplitude du défaut de ligne en creux défini sur la figure 1.9 du chapitre 1 est mesurée grâce au microscope optique sur les éprouvettes en alliage d'aluminium 5754 et en acier E220BH après sertissage. Cette amplitude est définie comme la somme de la profondeur du creux et de la déflexion introduites par Hishida et Sato [4]. La zone maximale pouvant être balayée par le microscope couvre environ 28 mm. Le balayage de la surface de la tôle permet, grâce au réglage de la netteté, d'en déduire l'altitude des différents points de la tôle et de reconstituer ensuite le profil de la tôle dans la zone du défaut de ligne en creux (voir figure 4.9). Un objectif (x20) est utilisé afin d'obtenir une sensibilité suffisante du réglage de la netteté permettant une précision de mesure fine, de l'ordre de $\pm 3 \mu\text{m}$. Le tableau 4.4 ci-après présente la moyenne et la dispersion des valeurs mesurées sur les six éprouvettes serties, les relevés ayant été réalisés sur trois sections perpendiculaires au bord serti d'une même éprouvette : la section centrale et deux sections éloignées chacune de 30 mm de la section centrale. Les résultats montrent en particulier l'importance de l'amplitude du défaut dans les sertis en alliage d'aluminium par rapport aux sertis en acier. Ce constat est essentiellement dû à un retour élastique plus prononcé dans les tôles en alliage d'aluminium ayant ainsi une capacité plus élevée au flambage.

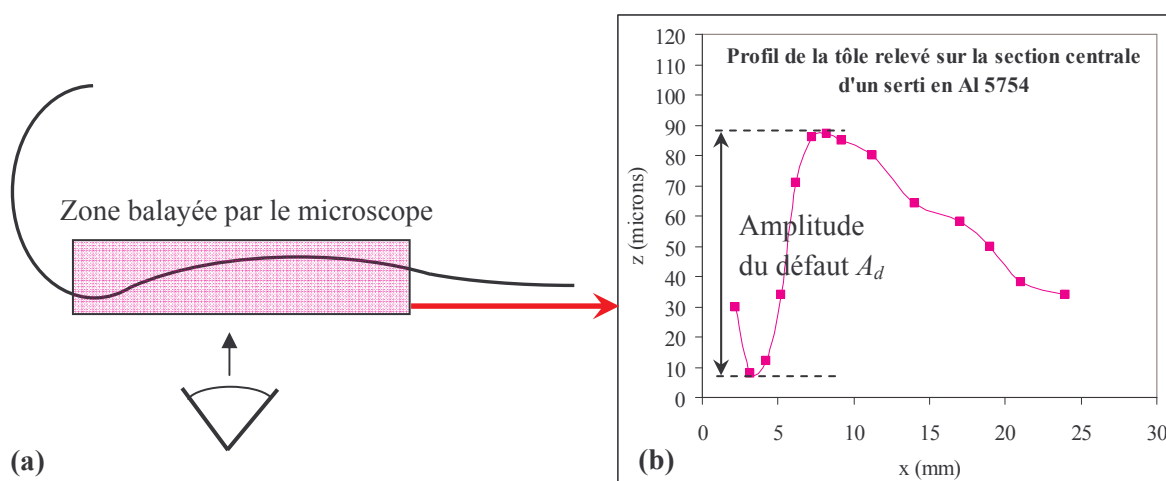


Fig. 4.9. Schéma du défaut de ligne en creux montrant la zone balayée par le microscope (a) et profil de tôle relevé pour la détermination de l'amplitude du défaut de ligne en creux (b).

Al 5754	Acier E220BH
81 ± 12 μm	51 ± 10 μm

Tab. 4.4. Moyennes des mesures d'amplitude du défaut de ligne en creux et dispersion sur six éprouvettes droites en acier E220BH et en alliage d'aluminium 5754 après sertissage.

4.2.4.2. Etude de l'endommagement des sertis

La zone critique de la tôle sertie présentée sur la figure 1.9 du chapitre 1 correspond à la partie de la tôle fortement déformée. A cet endroit, les tôles serties en alliage d'aluminium présentent un aspect de peau d'orange alors que les sertis en acier E220BH présentent un aspect lisse et mat. Les pièces ne présentent pas de criques visibles à l'œil nu. Néanmoins, des observations au MEB montrent que ces zones sont fortement endommagées. Comme le montrent des micrographies de la zone critique obtenues grâce au MEB (5 kV) et présentées sur les figures 4.10 et 4.11 pour différents grossissements, la tôle en Al 6016 DR100 s'endommage. On observe la présence de microfissures formées par le mode d'ouverture (mode I, voir [5]) qui génèrerait pour des déformations supérieures la naissance de la crique. On observe également ce phénomène de microfissuration dans les sertis en Al 5754.

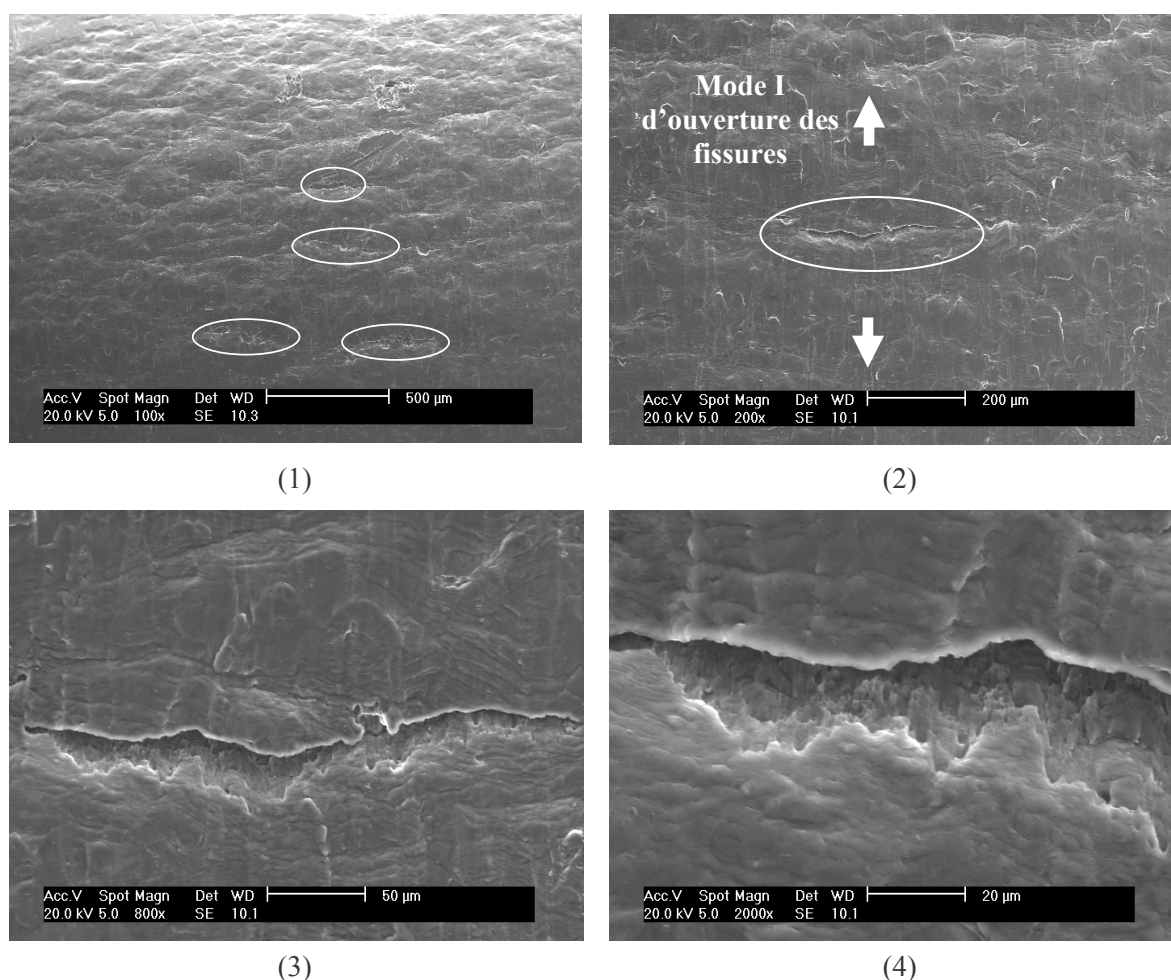


Fig. 4.10. Micrographies par MEB (20 kV) montrant l'endommagement du serti en alliage d'aluminium 6016 DR100 par ouverture des microfissures pour différents grossissements : 100 (1), 200 (2), 800 (3) et 2000 (4).

Les observations réalisées sur la zone critique des sertis en acier E220BH montrent la présence de cavités formées par décohésion des grains, puis la croissance de ces cavités, typique du comportement

ductile de l'acier. On distingue même sur la micrographie (3) de la figure 4.11 les différents grains et la décohésion ayant lieu aux joints de grains.

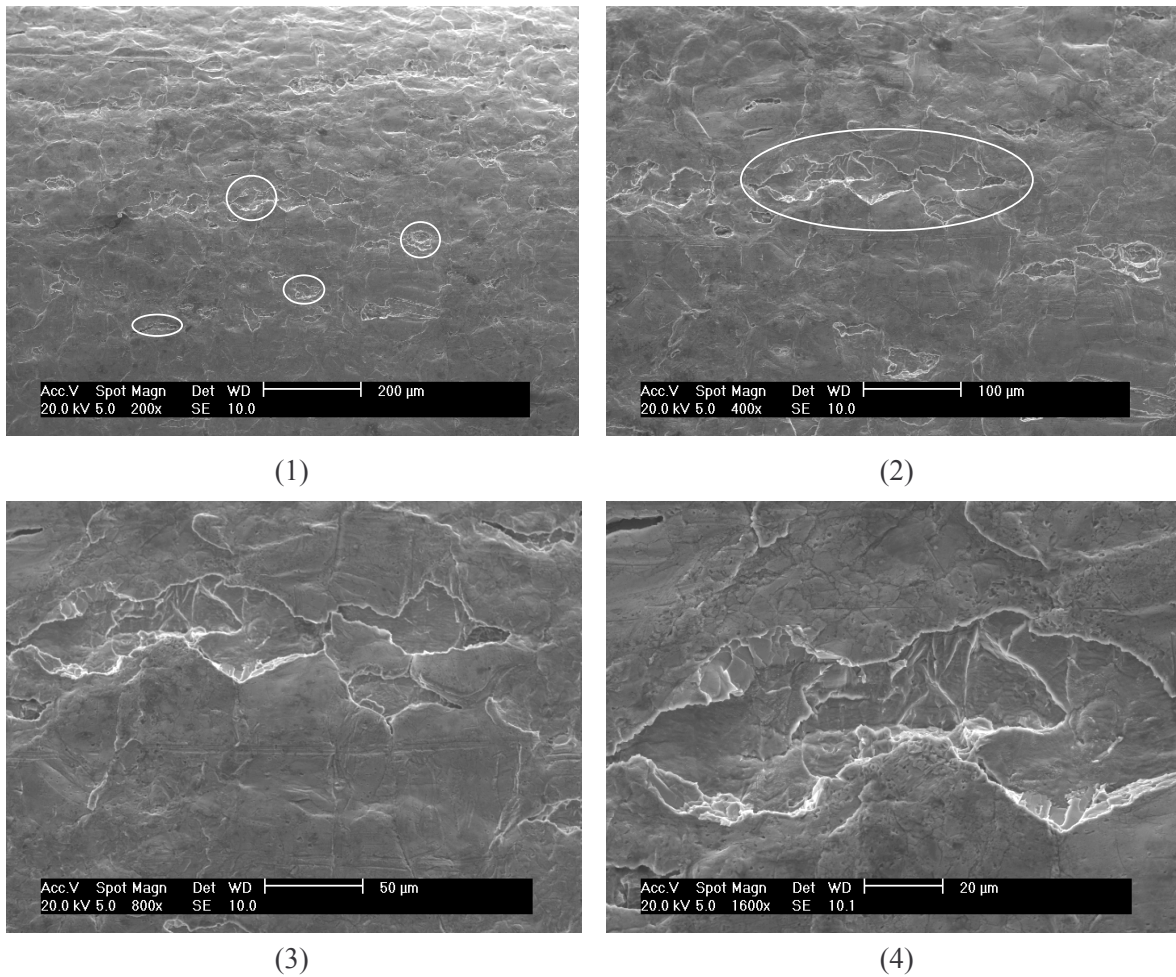


Fig. 4.11. Micrographies par MEB (20 kV) montrant les cavités formées par décohésion des grains et par croissance dans le serti en acier : 200 (1), 400 (2), 800 (3) et 1600 (4).

4.2.5. Caractérisation du frottement en présertissage/sertissage

4.2.5.1. Introduction

Une particularité du sertissage est que le contact entre la lame et la peau est la plupart du temps réalisé sur le bord de la tôle selon une ligne de contact. La modélisation du frottement en sertissage entre la peau et la lame est donc susceptible d'être modifiée par rapport au modèle de frottement de Coulomb couramment adopté en simulation d'emboutissage à froid. Dans ce dernier, le contact est en général réalisé entre la surface de la tôle et les outils. Les valeurs des coefficients de frottement de Coulomb adoptés en simulation peuvent varier entre 0,13 et 0,15, selon la lubrification adoptée [6], [7]. L'objectif de ce paragraphe est d'étudier la validité du modèle de frottement de Coulomb classiquement utilisé en emboutissage pour le cas de la simulation de sertissage et de donner, le cas échéant des valeurs représentatives du coefficient de frottement en sertissage. Un modèle de caractérisation du frottement à partir des essais de présertissage/sertissage est tout d'abord présenté, puis appliqué à nos essais afin d'étudier la pertinence du modèle de Coulomb en simulation de sertissage.

4.2.5.2. Modèle analytique de détermination du coefficient de frottement

Le modèle de frottement est celui de Coulomb rappelé dans [8]. Il définit le coefficient de frottement f entre la lame et la peau comme le rapport entre la force tangentielle T et la force normale N s'appliquant localement au point de contact en condition de glissement. Si l'on note v_g la vitesse de glissement locale relative entre les deux corps en contact (la peau et la lame en l'occurrence), la condition de frottement de Coulomb utilisée en simulation numérique s'écrit localement :

$$\left\{ \begin{array}{l} |T| < f|N| \quad \text{où } v_g = 0 \text{ (frottement statique)} \\ |T| = f|N| \quad \text{où } v_g \neq 0 \text{ (frottement dynamique)} \end{array} \right. \quad (4.2)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} |T| < f|N| \quad \text{où } v_g = 0 \text{ (frottement statique)} \\ |T| = f|N| \quad \text{où } v_g \neq 0 \text{ (frottement dynamique)} \end{array} \right. \quad (4.3)$$

En d'autres termes, on peut définir un coefficient de frottement apparent au sens de Coulomb f_{app} comme étant le rapport entre la composante tangentielle et la composante normale de la force de contact exprimé localement comme suit :

$$f_{app} = \frac{|T|}{|N|} \quad (4.4)$$

On peut ainsi exprimer le critère de frottement de Coulomb sous la forme :

$$\left\{ \begin{array}{l} f_{app} < f \quad \text{où } v_g = 0 \text{ (frottement statique)} \\ f_{app} = f \quad \text{où } v_g \neq 0 \text{ (frottement dynamique)} \end{array} \right. \quad (4.5)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} f_{app} < f \quad \text{où } v_g = 0 \text{ (frottement statique)} \\ f_{app} = f \quad \text{où } v_g \neq 0 \text{ (frottement dynamique)} \end{array} \right. \quad (4.6)$$

La figure 4.12 présente schématiquement les différentes forces s'exerçant sur la tôle au point de contact entre la peau et la lame. La résultante exercée par la lame sur la peau peut être vue comme une décomposition des forces sous la forme (F_x, F_z) dans le repère absolu $(0, \mathbf{x}, \mathbf{z})$ ou sous la forme

(T, N) dans le repère lié à la lame. En considérant une éprouvette à bord droit, la résultante locale au contact peut être aussi assimilée à la force totale soumise à l'éprouvette. Cette hypothèse est légitime si l'on considère le frottement uniforme le long de la ligne de contact entre la lame et la peau. Cela est justifié en raison de la linéarité du bord à sertir et en raison d'un état de surface uniforme des lames.

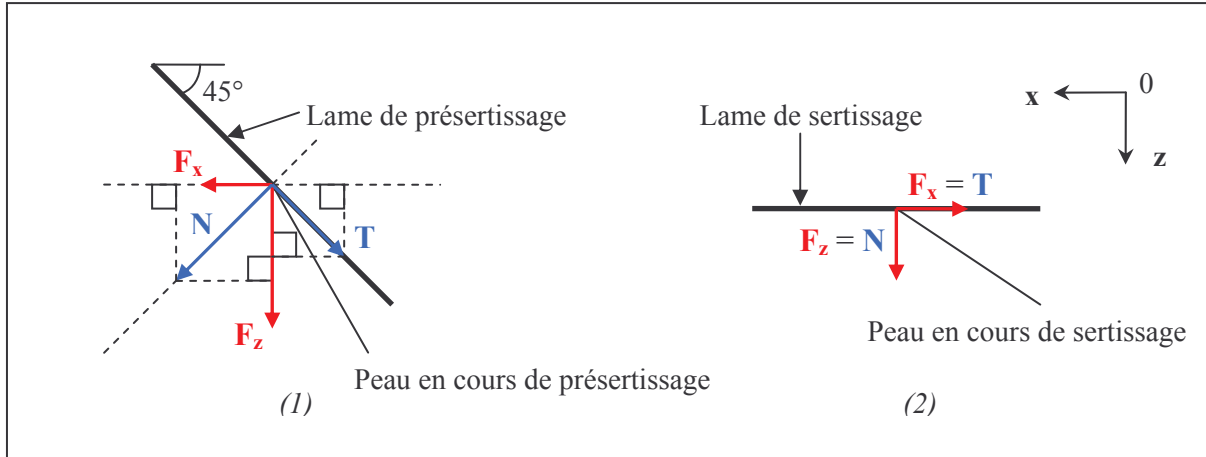


Fig. 4.12. Forces exercées par la lame sur la peau en cours de présertissage (1) et de sertissage (2).

Les expressions des composantes tangentielle et normale sont obtenues par projection des vecteurs associés \mathbf{N} et \mathbf{T} respectivement sur $(0, \mathbf{x})$ et $(0, \mathbf{z})$ et en traduisant l'égalité vectorielle :

$$\mathbf{T} + \mathbf{N} = \mathbf{F}_x + \mathbf{F}_z \quad (4.7)$$

On en déduit les expressions du coefficient de frottement apparent évalué en fonction des forces verticales F_z et horizontales F_x respectivement en cours de présertissage et de sertissage en supposant un frottement uniforme le long du bord :

$$\begin{cases} T = \sqrt{2} |F_z - F_x| \\ N = \sqrt{2} |F_z + F_x| \end{cases} \text{ en présertissage} \quad (4.8)$$

$$\begin{cases} T = |F_x| \\ N = |F_z| \end{cases} \text{ en sertissage} \quad (4.9)$$

d'où l'on tire l'expression des coefficients de frottement apparent :

$$f_{app}^{présertissage} = \left| \frac{F_x - F_z}{F_x + F_z} \right| \quad (4.10)$$

$$f_{app}^{sertissage} = \left| \frac{F_x}{F_z} \right| \quad (4.11)$$

Ces relations nous permettent à présent de déterminer les courbes de frottement en présertissage et en sertissage donnant l'évolution du coefficient de frottement apparent au cours du présertissage et du sertissage.

4.2.5.3. Calcul d'incertitude sur le coefficient de frottement apparent

Avant de présenter les courbes de frottement obtenues sur chaque nuance, il convient de déterminer l'ordre de grandeur des incertitudes relatives commises sur les coefficients de frottement apparent en présertissage et en sertissage. Celles-ci s'expriment en fonction de l'incertitude de la mesure des forces horizontales et verticales :

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{\Delta f_{app}^{présertissage}}{f_{app}^{présertissage}} = \frac{\Delta |F_z - F_x|}{|F_z - F_x|} + \frac{\Delta |F_z + F_x|}{|F_z + F_x|} = (\Delta |F_z| + \Delta |F_x|) \left(\frac{1}{|F_z - F_x|} + \frac{1}{|F_z + F_x|} \right) \quad (4.12) \\ \frac{\Delta f_{app}^{sertissage}}{f_{app}^{sertissage}} = \frac{\Delta |F_x|}{|F_x|} + \frac{\Delta |F_z|}{|F_z|} \approx \frac{\Delta |F_x|}{|F_x|} \quad (\text{car } |F_z| \gg |F_x| \text{ au cours du sertissage}) \quad (4.13) \end{array} \right.$$

Ces expressions stipulent en particulier que l'erreur relative commise sur le coefficient de frottement apparent en présertissage est directement lié à l'inverse du terme $|F_z - F_x|$. Ce terme est nul en début de présertissage et augmente au fur et à mesure (voir courbes 4.6 et 4.7). Ceci montre en particulier que l'incertitude relative sur le coefficient de frottement apparent en début de présertissage est élevée. De même, on note que l'erreur relative sur le coefficient de frottement apparent en sertissage est directement liée à celle commise sur la mesure de la force horizontale. Celle-ci est particulièrement élevée au début du sertissage compte tenu de la faiblesse des forces horizontales mises en jeu et en raison de la mise en place de la lame de sertissage sur la tôle qui peut créer des oscillations ressenties sur les courbes de forces horizontales.

4.2.5.4. Courbes de frottement pour les nuances étudiées

Les courbes de frottement sont présentées sur les figures 4.13 et 4.14 respectivement pour les éprouvettes en alliage d'aluminium et pour celles en acier. Les différentes phases de contact mises en évidence dans le paragraphe précédent y sont également représentées. Les courbes tracées au présertissage montrent l'existence d'une phase initiale correspondant à l'amorçage du glissement entre la lame et la peau. Il est intéressant de constater ensuite une stabilisation du coefficient de frottement apparent au cours de la *phase 1* du présertissage, correspondant à la flexion progressive de la tôle associée au glissement de la lame sur la peau. On observe cependant des comportements différents en fonction des éprouvettes étudiées. Le frottement apparent se stabilise après une légère diminution initiale lors du présertissage des éprouvettes en alliage d'aluminium. Cette observation n'est cependant pas visible pour les aciers E220BH et XSG pour lesquels le frottement apparent reste constant sur toute la *phase 1* du présertissage. Le phénomène sous-jacent permettant d'interpréter cette différence est la formation d'un copeau induite par un écrouissage local du bord de la peau en alliage d'aluminium, celui-ci étant produit par le frottement de la lame sur la peau en début de présertissage, lors de la mise en contact entre les deux corps. Ce copeau souvent inexistant, voire très peu prononcé lors du présertissage des aciers semble plus souvent apparaître lors du présertissage de tôles en alliage d'aluminium. Il peut s'expliquer par le comportement moins ductile des alliages d'aluminium qui s'endommagent plus rapidement que les aciers. La baisse initiale du coefficient de frottement apparent peut donc s'interpréter par un changement dans la nature du contact. Enfin, le présertissage de l'acier P220 est particulier. Dans ce cas, on observe également l'apparition d'un copeau non visible pour les autres aciers et engendré par l'ampleur des forces mises en jeu (due à une épaisseur plus importante) induisant un écrouissage local plus sévère. Cette observation justifie la tendance à la diminution observée sur cette éprouvette et non observée pour les deux autres aciers. On note dans tous les cas, une tendance à la diminution du coefficient de frottement apparent dans la *phase 2* du présertissage correspondant au déplacement du contact lame/peau sur la surface de la tôle. Enfin, il est à noter que la forte remontée finale des forces rend imprécise la quantité $|F_z - F_x|$, expliquant la dispersion plus élevée sur les courbes en fin de présertissage.

Par ailleurs, on observe au stade de sertissage une phase initiale où les courbes ne sont pas reproductibles d'une nuance à l'autre. Elles dépendent fortement de l'évolution initiale de la force horizontale pouvant être sujette à des variations initiales brusques : on observe en particulier pour les éprouvettes en acier XSG ou en alliage d'aluminium 6016 DR130 un pic initial assez marqué sur la force horizontale (voir figures 4.6 et 4.7). Ces instabilités initiales sont attribuées à l'amorçage du glissement analogue à une transition statique/dynamique fortement ressentie à de faibles niveaux des valeurs de forces. L'observation faite à partir des photos numériques corrobore cette hypothèse puisque le glissement n'est pas initié dès la mise en contact de la lame sur la tôle, mais au bout d'environ 0,5 mm de déplacement de la lame de sertissage. Il peut aussi exister un léger cé dage élastique de la lame lors de sa mise en contact avec la peau. Cependant, ce stade initial dépassé, on observe dans tous les cas une nette stabilisation du coefficient de frottement sur la *phase 1* du sertissage, correspondant au frottement de la lame sur la peau. Dès que la lame tangente la tôle (début de la *phase 2* du sertissage), le coefficient chute de manière notable tout en restant inférieur à la valeur de stabilisation prise pendant la *phase 1*.

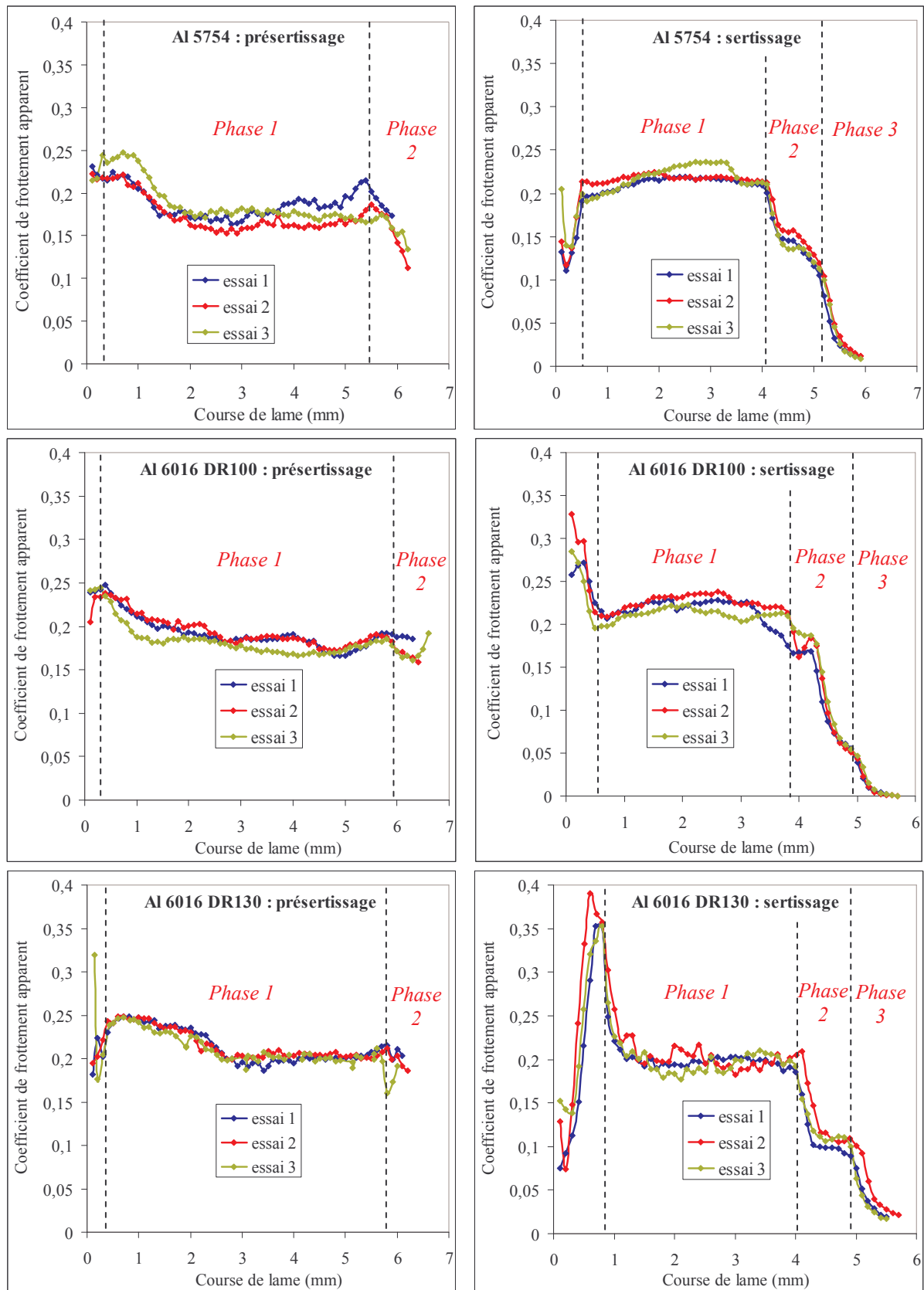


Fig. 4.13. Evolution du coefficient de frottement apparent au cours du présertissage et du sertissage des éprouvettes en alliage d'aluminium.

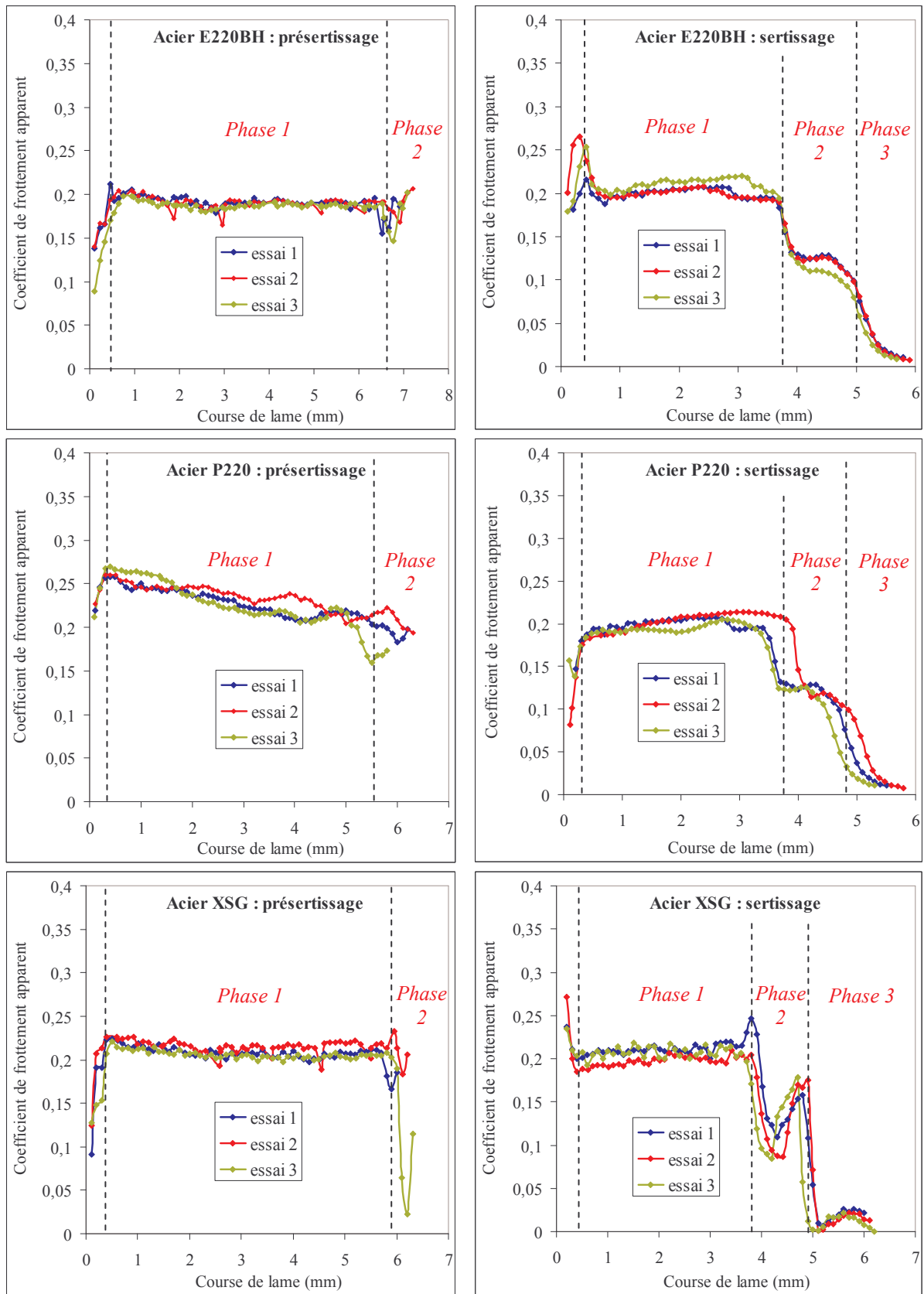


Fig. 4.14. Evolution du coefficient de frottement apparent au cours du présertissage et du sertissage des éprouvettes en acier.

4.2.5.5. Conclusions sur la validité du modèle de frottement

Les résultats commentés précédemment montrent que le modèle de Coulomb reste adapté au cas du sertissage. En effet, on observe que lors des *phases 1* où l'on constate visuellement le glissement entre la lame et la tôle ($v_g \neq 0$), le coefficient de frottement apparent prend bien une valeur constante, associée à la valeur du coefficient de Coulomb f . Il s'agit bien du frottement dynamique défini par Coulomb dans les expressions (4.3) ou (4.6). Dans cette hypothèse, le contact est statique dans les *phases 2* du présertissage et du sertissage et dans la phase 3 du sertissage où $v_g = 0$ et où le déplacement du contact sur la surface de la peau s'effectue par simple roulement sans glissement. Cette hypothèse est vérifiée sur les photos numériques prises à différents instants en traçant une marque sur la lame et en suivant la distance entre les deux marques et le point de contact estimé entre la lame et la peau. Les valeurs du coefficient de Coulomb sont obtenues en moyennant les courbes de frottement restreintes à la *phase 1* sur les six essais de présertissage/sertissage. Le tableau 4.5 indique la moyenne sur six essais ainsi que l'incertitude de détermination. Une étude de sensibilité en simulation, présentée au chapitre 6, montrera la pertinence de la précision des valeurs indiquées ci-dessous.

Nuances des peaux	$f^{\text{présertissage}}$	$f^{\text{sertissage}}$
Al 5754	0,190 ± 0,025	0,220 ± 0,015
Al 6016 DR100	0,195 ± 0,020	0,210 ± 0,015
Al 6016 DR130	0,215 ± 0,015	0,20 ± 0,01
Acier E220BH	0,20 ± 0,02	0,20 ± 0,02
Acier P220	0,225 ± 0,025	0,21 ± 0,02
Acier XSG	0,210 ± 0,005	0,205 ± 0,010

Tab. 4.5. Valeurs moyenne du coefficient de frottement de Coulomb entre la peau et la lame déduites des essais de présertissage/sertissage.

4.3. Essais semi-industriels sur des éprouvettes à bord courbe

4.3.1. Description de la sertisseuse hydraulique d'essai

Ces essais sont réalisés grâce à la sertisseuse d'essai disponible chez MXP/CEB/MMF et dont un aperçu est présenté sur la figure 1.6 du chapitre 1. Elle permet de travailler à des vitesses de lames de l'ordre de 15 mm/s, plus représentatives de celles utilisées sur les lignes de production. La figure 4.15 permet de visualiser les principaux outils montés sur la sertisseuse, en particulier pour le présertissage et le sertissage d'une éprouvette droite de longueur $400 \pm 0,05$ mm. Les outils de sertissage d'éprouvettes plates en rétreint et en allongement sont de forme concave ou convexe. Les courses finales des lames sont déterminées par des butées. La pression hydraulique augmente dans la

machine dès que la lame vient en contact avec la butée. Le dépassement de la pression de consigne fixée par l'utilisateur sert de critère d'arrêt de la lame. Un système d'acquisition des efforts intégré à la matrice permet la mesure des forces verticales F_z , horizontales F_x et transversales F_y (voir repère schématisé sur la figure 4.15).

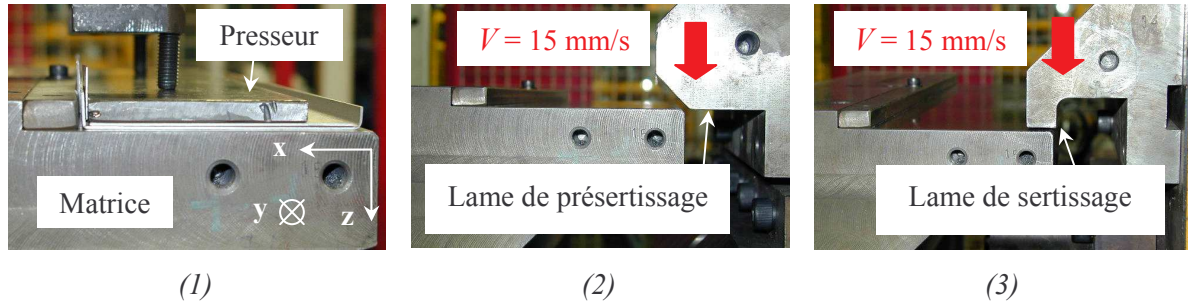


Fig. 4.15. Peau et doublure positionnées avant présertissage (1), lame de présertissage (2) et lame de sertissage en fin de course (3) (cas d'une éprouvette à bord droit).

4.3.2. Description des éprouvettes étudiées

Deux types d'éprouvettes à bord courbe sont étudiés pour les nuances en alliage d'aluminium 6016 DR130 et en acier E220BH : une éprouvette en rétreint notée R250 et l'autre en allongement nommée A250. Des essais sur des éprouvettes à bord droit sont également réalisés à titre de comparaison. La géométrie des éprouvettes usinées avant tombage est présentée sur la figure 4.16. La direction de laminage est prise suivant l'axe x pour l'alliage d'aluminium 6016 DR130 et selon l'axe y pour l'acier E220BH. Les enroulements et les paramètres géométriques des pièces après chaque étape sont mesurés sur trois sections S_1 , S_2 , S_3 définies sur la figure 4.16. Les valeurs des paramètres géométriques sont résumées pour chaque nuance et pour chaque pièce dans le tableau 4.6.

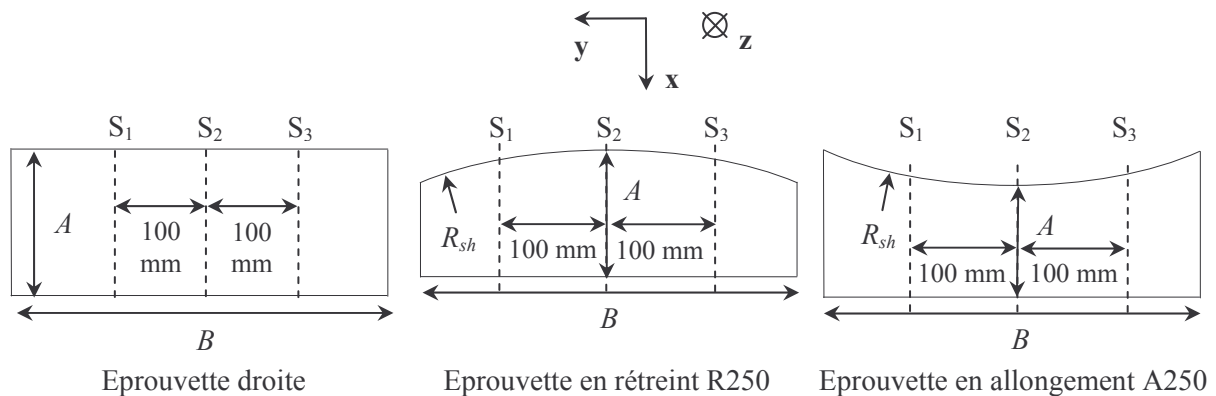


Fig. 4.16. Géométries des flans usinés pour chaque éprouvette étudiée, sections de mesure et sens de laminage.

Géométrie d'éprouvette	Nuance	Pièces	Epaisseur (mm)	A (mm)	B (mm)	R_{sh} (mm)
Droites	Al 6016 DR130	Peau	$0,99 \pm 0,01$	$117,1 \pm 0,05$	$400 \pm 0,05$	INFINI
		Doublure		$94,6 \pm 0,05$		
	Acier E220BH	Peau	$0,68 \pm 0,01$	$117,1 \pm 0,05$		
		Doublure		$96,1 \pm 0,05$		
R250	Al 6016 DR130	Peau	$0,99 \pm 0,01$	$115,4 \pm 0,05$	$321 \pm 0,05$	$257 \pm 0,05$
		Doublure		$94,6 \pm 0,05$		$247 \pm 0,05$
	Acier E220BH	Peau	$0,68 \pm 0,01$	$115,4 \pm 0,05$		$257 \pm 0,05$
		Doublure		$96,1 \pm 0,05$		$247 \pm 0,05$
A250	Al 6016 DR130	Peau	$0,99 \pm 0,01$	$95,4 \pm 0,05$	$321 \pm 0,05$	$243 \pm 0,05$
		Doublure		$74,6 \pm 0,05$		$253 \pm 0,05$
	Acier E220BH	Peau	$0,68 \pm 0,01$	$95,4 \pm 0,05$		$243 \pm 0,05$
		Doublure		$76,1 \pm 0,05$		$253 \pm 0,05$

Tab. 4.6. Valeurs des paramètres géométriques des éprouvettes usinées avant tombage.

Le tombage des peaux est réalisé de la même manière que pour les éprouvettes à bord droit étudiées au CEMEF. Le rayon de tombage pour les pièces en acier E220BH est toujours de 0,5 mm et celui utilisé pour les pièces en alliage d'aluminium 6016 DR130 est de 2 mm. Le jeu en cours de tombage J est fixé à zéro. Pour plus de détails sur les paramètres du tombage, le lecteur pourra se référer à l'annexe E.

4.3.3. Résultats expérimentaux

4.3.3.1. Enroulements après présertissage/sertissage

Les paramètres géométriques issus du présertissage et du sertissage sont listés en annexe E.2. La figure 4.17 présente les enroulements mesurés au pied à coulisse sur 15 essais pour chaque géométrie d'éprouvette et pour chaque nuance. Les valeurs expérimentales des enroulements sont présentées sous la forme d'un intervalle de confiance $[E_m - \sigma_E, E_m + \sigma_E]$, E_m étant la moyenne des valeurs de l'enroulement estimée sur 15 essais et σ_E l'écart type associé. Les résultats montrent clairement l'effet de la courbure du bord sur l'enroulement, ce dernier diminuant en présence d'un bord courbe. On retrouve pour les éprouvettes à bord droit des valeurs d'enroulement du même ordre de grandeur que celui évalué après les essais réalisés au CEMEF. La dispersion est plus élevée pour les mesures menées sur les sections S_1 et S_3 en raison de la courbure du bord rendant plus sensible le positionnement du pied à coulisse sur l'éprouvette lors de la réalisation des mesures. En revanche, les mesures prises sur la section centrale sont plus reproductibles et la dispersion est plus faible. On observe enfin que les mesures réalisées sur les sections S_1 et S_3 ne sont pas parfaitement identiques, ce qui montre le défaut de symétrie des éprouvettes et/ou le parallélisme imparfait des outils.

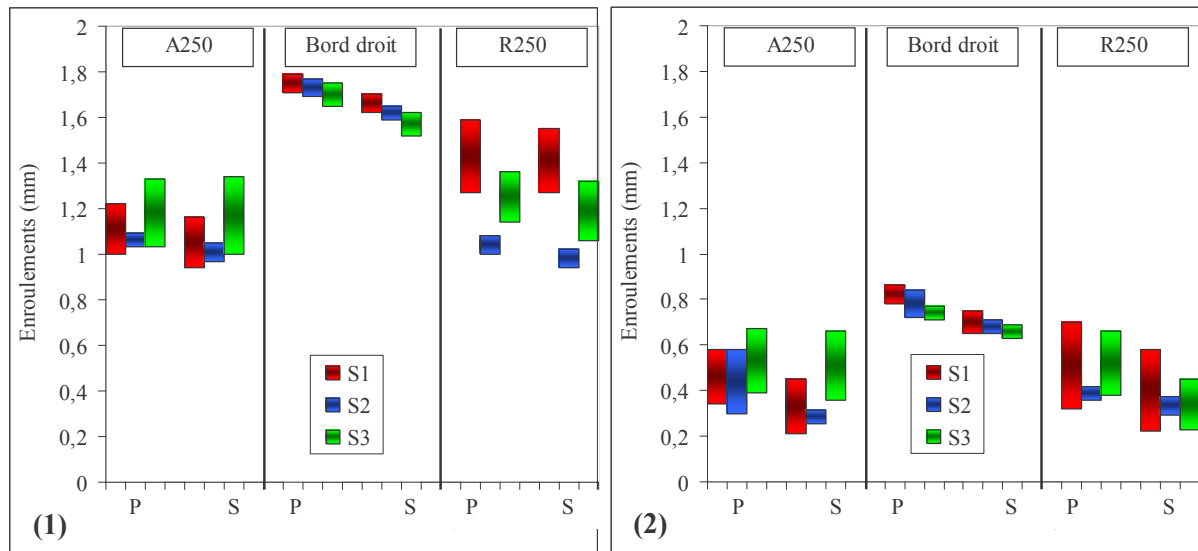


Fig. 4.17. Enroulements mesurés sur les trois sections de mesure après présertissage (P) et sertissage (S) des trois éprouvettes étudiées, respectivement en Al 6016 DR130 (1) et en acier E220BH (2).

4.3.3.2. Résultats et analyse des forces mises en jeu

Les forces mesurées au cours de ces essais sont présentées sur les figures 4.18 et 4.19. Les courbes présentent la même allure que les celles mesurées lors des essais de laboratoire. On note que le niveau des forces atteint pour le présertissage et le sertissage des éprouvettes à bord droit est tout à fait comparable à celui obtenu lors des essais au CEMEF. Il suffit en effet de diviser les forces mesurées sur la sertisseuse hydraulique par quatre puisque la largeur des éprouvettes est quatre fois plus grande que pour celles étudiées lors des essais au CEMEF. On note néanmoins la présence d'une stabilisation des forces pour les éprouvettes R250 en présertissage et en sertissage, juste avant la phase finale de remontée des forces. Cette observation sera justifiée au paragraphe suivant.

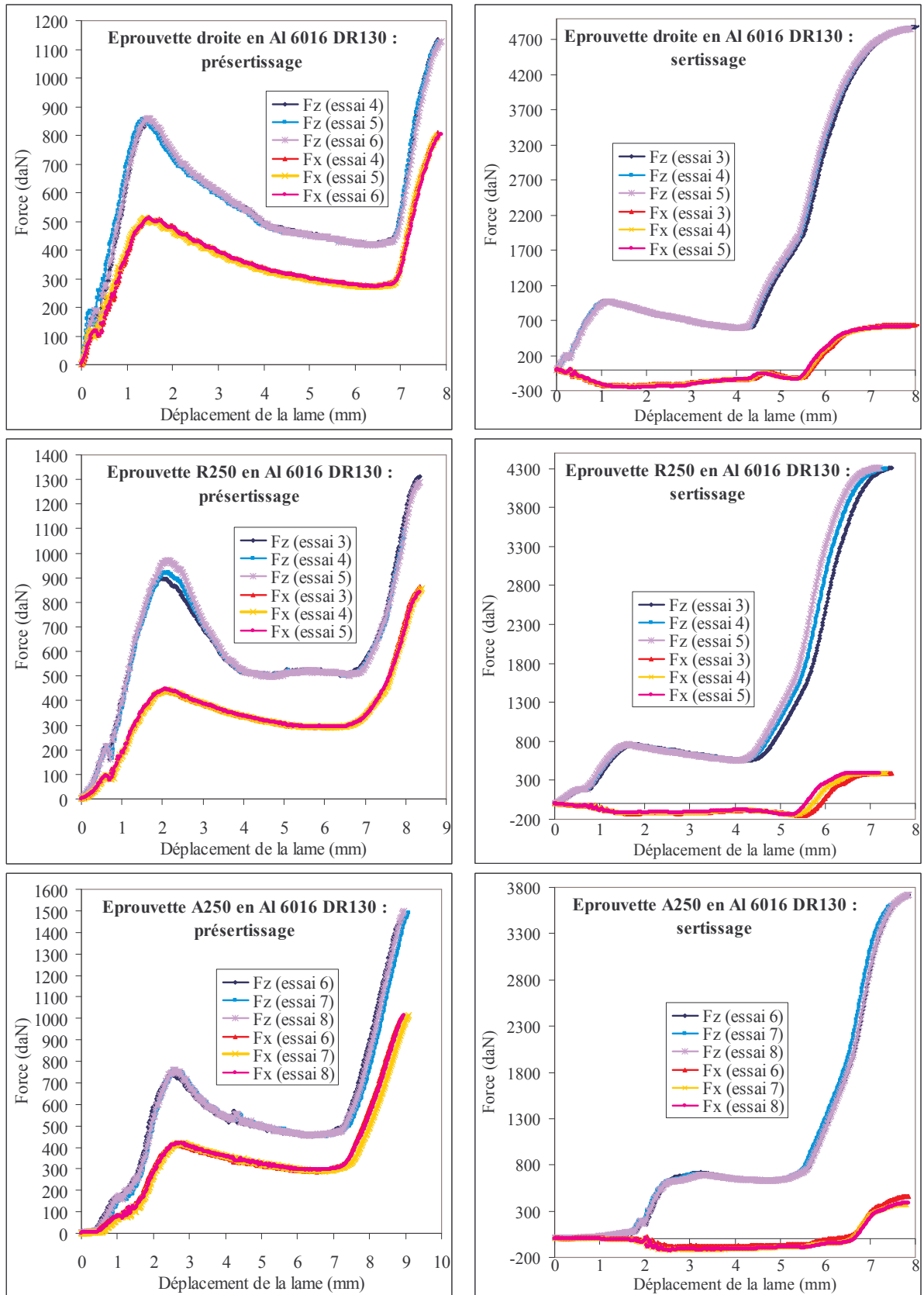


Fig. 4.18. Forces verticales et horizontales mesurées au cours du présertissage et du sertissage des éprouvettes à bord droit et à bord courbe en Al 6016 DR130.

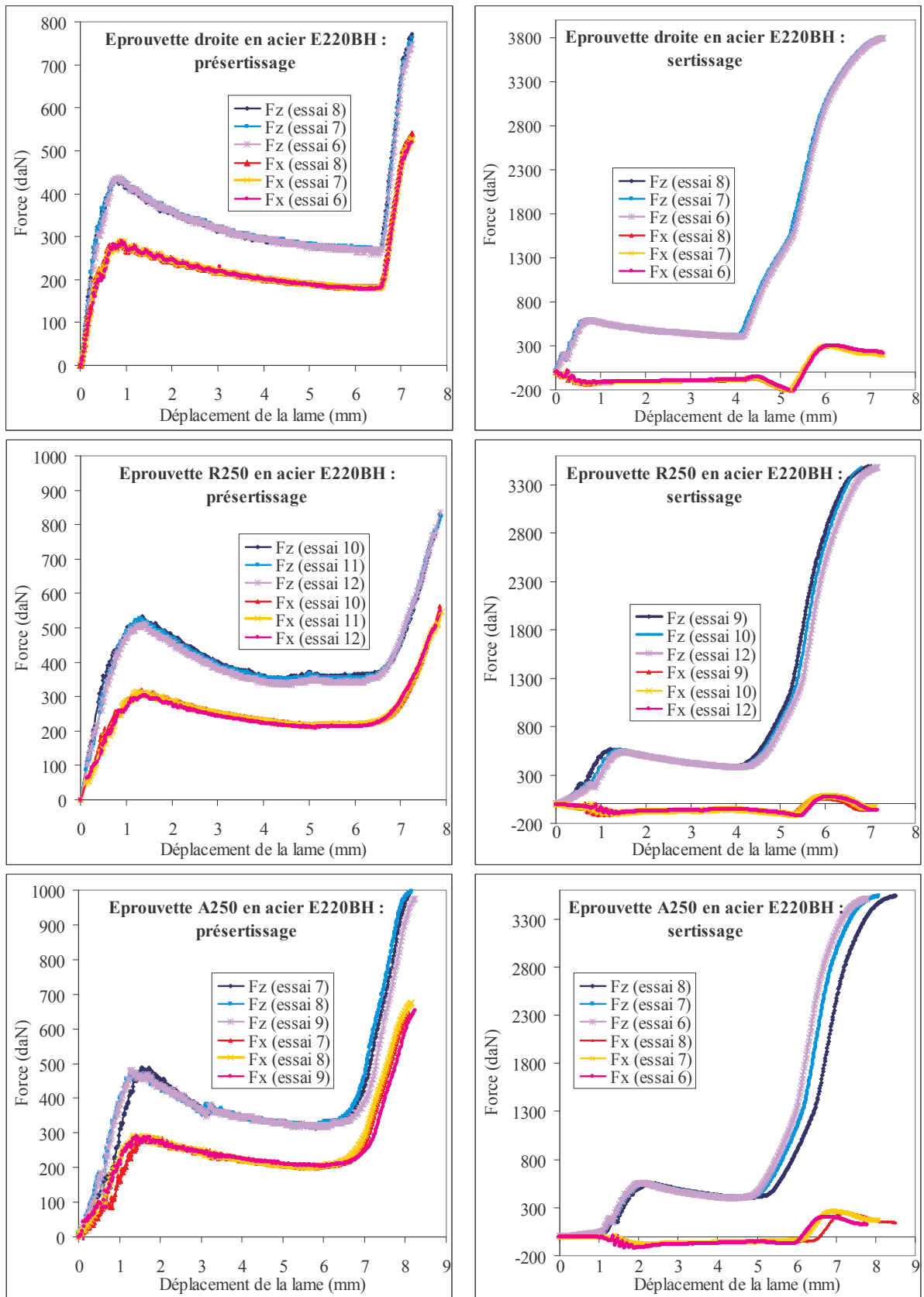


Fig. 4.19. Forces verticales et horizontales mesurées au cours du présertissage et du sertissage des éprouvettes à bord droit et à bord courbe en acier E220BH.

4.3.3.3. Frottement lame/peau pour les éprouvettes à bord droit

L'exemple présenté sur la figure 4.20 pour le présertissage et le sertissage de l'éprouvette en acier E220BH montre que les courbes sont analogues à celles présentées plus haut et que les valeurs des coefficients de frottement sont du même ordre de grandeur. En moyennant la valeur du coefficient de frottement apparent sur la *phase 1*, on trouve les valeurs du coefficient de coulomb récapitulées dans le tableau 4.7. Toutefois, les valeurs montrent que le coefficient de frottement pour l'alliage d'aluminium a tendance à être plus élevé que celui identifié précédemment. Ce résultat met en évidence l'influence vraisemblable d'un effet de vitesse sur le coefficient de frottement, phénomène déjà observé par Sigvant [9].

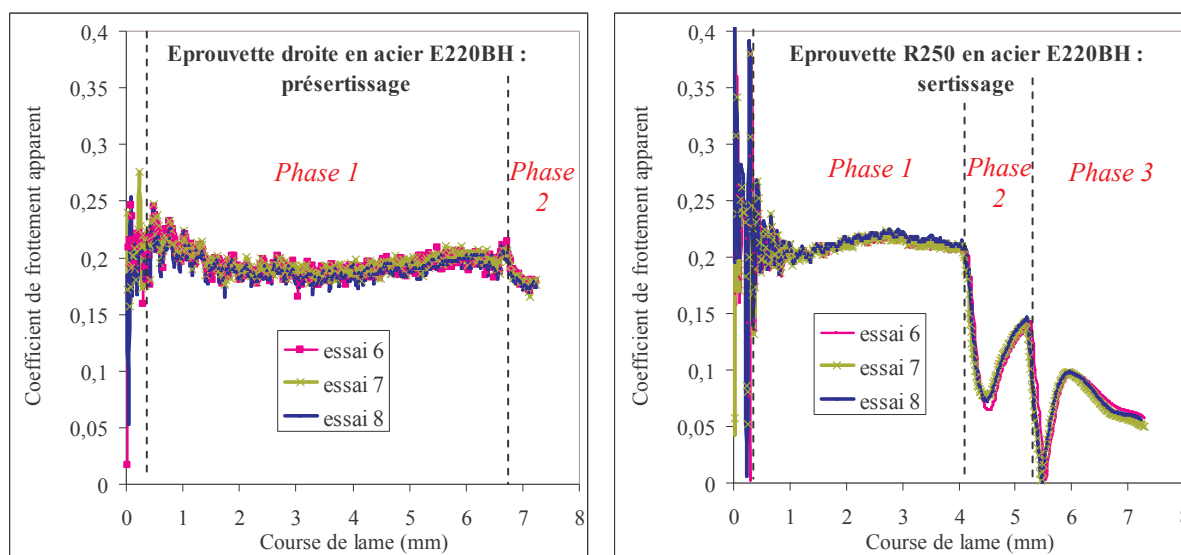


Fig. 4.20. Evolution du coefficient de frottement apparent au cours du présertissage et du sertissage des éprouvettes à bord droit en acier E220BH sur la sertisseuse hydraulique.

Nuance des peaux	$f^{présertissage}$	$f^{sertissage}$
Al 6016 DR130	0,205 ± 0,01	0,24 ± 0,03
Acier E220BH	0,195 ± 0,01	0,210 ± 0,005

Tab. 4.7. Coefficients de frottement de Coulomb entre la peau et la lame déduits des essais de présertissage/sertissage sur sertisseuse hydraulique.

4.3.4. Extension de la détermination du frottement pour les cas courbes

4.3.4.1. Détermination analytique du frottement

Le modèle de détermination du coefficient de frottement présenté au paragraphe 4.2.5 est valable pour le cas du présertissage et du sertissage d'éprouvettes 2D à bord droit. On se place à

présent dans le cas d'une éprouvette à bord courbe en rétreint ou en allongement. On définit localement un repère de coordonnées polaires (\mathbf{u}_r , \mathbf{u}_α , \mathbf{z}) en un point du bord susceptible d'être en contact avec la lame. Le vecteur unitaire \mathbf{u}_r est normal au bord de la peau (voir figure 4.21).

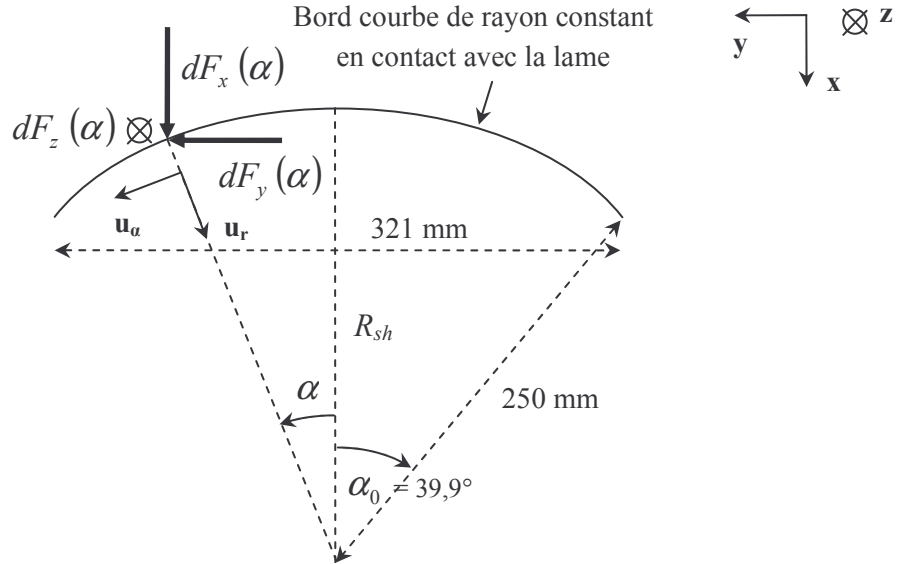


Fig. 4.21. Définition du repère local et décomposition locale de la force de contact entre la lame et la peau pour l'éprouvette en rétreint R250.

Dans ce repère local, on définit la contribution à la résultante totale des forces appliquées par la lame $d\mathbf{F}(\alpha) = (dF_r, dF_\alpha, dF_z)$ de sorte que chaque composante s'exprime en fonction des forces linéiques tangentielle et normale au contact, notées respectivement T_L et N_L :

$$\begin{cases} dF_r(\alpha) = \frac{\sqrt{2}}{2}(N_L - T_L)R_{sh}d\alpha \\ dF_\alpha(\alpha) = 0 \\ dF_z(\alpha) = \frac{\sqrt{2}}{2}(N_L + T_L)R_{sh}d\alpha \end{cases} \quad \text{en présertissage} \quad (4.14)$$

$$\begin{cases} dF_r(\alpha) = -T_L R_{sh}d\alpha \\ dF_\alpha(\alpha) = 0 \\ dF_z(\alpha) = N_L R_{sh}d\alpha \end{cases} \quad \text{en sertissage} \quad (4.15)$$

En utilisant la relation (4.4) qui définit le coefficient de frottement apparent en fonction de T_L et N_L et en projetant dF_r , dF_α et dF_z dans le repère fixe (\mathbf{x} , \mathbf{y} , \mathbf{z}), on obtient les expressions (4.16) et (4.17) des composantes dF_x , dF_y et dF_z données au présertissage et au sertissage.

$$\left\{ \begin{array}{l} dF_x(\alpha) = \frac{\sqrt{2}}{2} N_L (1 - f_{app}^{présertissage}) R_{sh} \cos(\alpha) d\alpha \\ dF_y(\alpha) = \frac{\sqrt{2}}{2} N_L (f_{app}^{présertissage} - 1) R_{sh} \sin(\alpha) d\alpha \\ dF_z(\alpha) = \frac{\sqrt{2}}{2} N_L (1 + f_{app}^{présertissage}) R_{sh} d\alpha \end{array} \right. \quad \text{en présertissage} \quad (4.16)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} dF_x(\alpha) = -N_L f_{app}^{sertissage} R_{sh} \cos(\alpha) d\alpha \\ dF_y(\alpha) = N_L f_{app}^{sertissage} R_{sh} \sin(\alpha) d\alpha \\ dF_z(\alpha) = N_L R_{sh} d\alpha \end{array} \right. \quad \text{en sertissage} \quad (4.17)$$

Pour obtenir une expression analytique du coefficient de frottement apparent entre la peau et les lames en fonction des composantes de la résultante totale, on suppose une répartition uniforme du frottement et des forces linéiques de contact le long du bord de la tôle. En d'autres termes, tous les éléments du bord de la tôle doivent être en contact avec la lame et les forces doivent être uniformément réparties. En intégrant les expressions (4.16) et (4.17) le long du bord courbe, on obtient :

$$\left\{ \begin{array}{l} F_x = \int_{-\alpha_0}^{\alpha_0} dF_x(\alpha) = \sqrt{2} N_L (1 - f_{app}^{présertissage}) R_{sh} \sin(\alpha_0) \\ F_y = \int_{-\alpha_0}^{\alpha_0} dF_y(\alpha) = 0 \\ F_z = \int_{-\alpha_0}^{\alpha_0} dF_z(\alpha) = \sqrt{2} N_L (1 + f_{app}^{présertissage}) R_{sh} \alpha_0 \end{array} \right. \quad \text{en présertissage} \quad (4.18)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} F_x = \int_{-\alpha_0}^{\alpha_0} dF_x(\alpha) = -2 N_L f_{app}^{sertissage} R_{sh} \sin(\alpha_0) \\ F_y = \int_{-\alpha_0}^{\alpha_0} dF_y(\alpha) = 0 \\ F_z = \int_{-\alpha_0}^{\alpha_0} dF_z(\alpha) = 2 N_L R_{sh} \alpha_0 \end{array} \right. \quad \text{en sertissage} \quad (4.19)$$

L'expression analytique des coefficients de frottement apparent se déduisent de (4.18) et (4.19) par :

$$\left\{ \begin{array}{l} f_{app}^{présertissage} = \frac{F_z - F_x \frac{\alpha_0}{\sin(\alpha_0)}}{F_z + F_x \frac{\alpha_0}{\sin(\alpha_0)}} \\ f_{app}^{sertissage} = \frac{\alpha_0}{\sin(\alpha_0)} \left| \frac{F_x}{F_z} \right| \end{array} \right. \quad (4.20)$$

On obtient la même expression pour l'éprouvette à bord en allongement. Dans le cas particulier de nos éprouvettes à bord courbe en rétreint ou en allongement :

$$\frac{\alpha_0}{\sin(\alpha_0)} \approx 1,08 \quad (4.21)$$

On rappelle que cette expression analytique est valable pour un régime de frottement uniforme sur tout le bord de la tôle. On vérifie que si α_0 tend vers 0 (cas d'un bord droit), on retrouve les expressions des coefficients de frottement (4.10) et (4.11).

4.3.4.2. Application au présertissage/sertissage des pièces à bord courbe

La numérisation des outils et des pièces en position sur le montage permet de constater en particulier que les lames n'attaquent pas les bords courbes sur leur totalité mais en leurs extrémités. Comme l'illustrent les deux schémas de la figure 4.22, le contact est d'abord réalisé sur les extrémités des bords. Il gagne ensuite progressivement l'intégralité du bord au fur et à mesure que la tôle se déforme. Ce phénomène est très marqué pour le sertissage des éprouvettes A250.

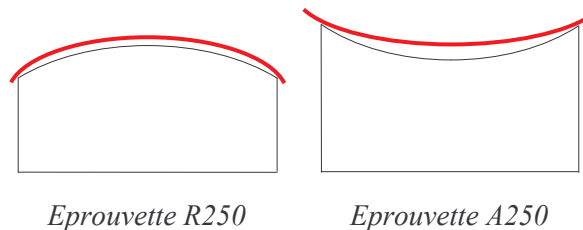


Fig. 4.22. Schémas montrant l'attaque de la lame (en rouge) sur les deux extrémités du bord des éprouvettes à bord courbe R250 et A250 en début de présertissage et de sertissage.

En outre, les évolutions du coefficient de frottement apparent déduites des courbes de forces sont tracées sur la figure 4.23 pour chaque pièce au cours du présertissage et du sertissage. Ces observations mettent en évidence plusieurs phases A, B et C au présertissage et au sertissage des éprouvettes à bord courbe R250 et A250, de façon analogue à la décomposition réalisée pour les éprouvettes droites. Ces phases sont représentées sur les courbes de frottement de la figure 4.23 :

- La *phase A* correspond au stade où le bord de l'éprouvette est attaqué par la lame en ses deux extrémités (voir figure 4.22). Il s'agit de la phase de mise en place de la lame sur la tôle. Le contact avec la lame gagne progressivement la totalité du bord de l'éprouvette. Le contact est alors mixte puisque certains éléments du bord sont en contact avec la lame tandis que d'autres ne le sont pas encore.
- Cette phase initiale étant dépassée, tous les éléments du bord sont en frottement dynamique sur la lame et permettent la flexion de la tôle. C'est alors que débute la *phase B*. Par continuité des efforts au cours du temps, les forces ne sont tout d'abord pas uniformément réparties sur la ligne de contact entre le bord et la lame et l'hypothèse formulée plus haut n'est pas valable

dans un premier temps. Cette phase correspond à la *phase 1* mise en évidence dans le présertissage ou le sertissage des éprouvettes à bord droit.

- Enfin, la dernière phase nommée *phase C* correspond à celle où tous des éléments du bord sont en *phase 2*, c'est-à-dire qu'ils ont dépassé le moment où la lame tangente la peau. De façon analogue aux éprouvettes à bord droit, le frottement est statique durant cette phase et la totalité du bord roule sans glisser sur la lame. Ce phénomène est justifié par la baisse du coefficient de frottement apparent au cours de cette phase (voir figure 4.23).

La plupart des résultats montrent une tendance à la stabilisation du coefficient de frottement dans la *phase B*, après une diminution progressive de celui-ci. En revanche, cette stabilisation est moins nette que pour les pièces à bord droit et le présertissage des éprouvettes R250 (en acier et en alliage d'aluminium) entraîne des variations anormales du coefficient de frottement dans la *phase B*. Ces variations ne permettent pas de conclure que la stabilisation est atteinte pour ces deux cas. La même lame étant utilisée pour les deux nuances, une explication possible est la présence d'un gradient de rugosité sur la surface de la lame entraînant un frottement évolutif pour les deux nuances. Pour les autres cas, une valeur du coefficient de Coulomb est déterminée à partir de la valeur stabilisée du frottement apparent. Ces valeurs sont mentionnées dans le tableau 4.8 ci-dessous.

Nuances des tôles	Formes d'éprouvettes	$f^{pr\acute{e}sertissage}$	$f^{sertissage}$
Acier E220BH	R250	?	$0,16 \pm 0,005$
	A250	$0,19 \pm 0,01$	$0,155 \pm 0,01$
Al 6016 DR130	R250	?	$0,18 \pm 0,015$
	A250	$0,175 \pm 0,01$	$0,175 \pm 0,01$

Tab. 4.8. Valeurs des coefficients de frottement de Coulomb extraites du dépouillement analytique des essais de présertissage/sertissage des pièces à bord courbe.

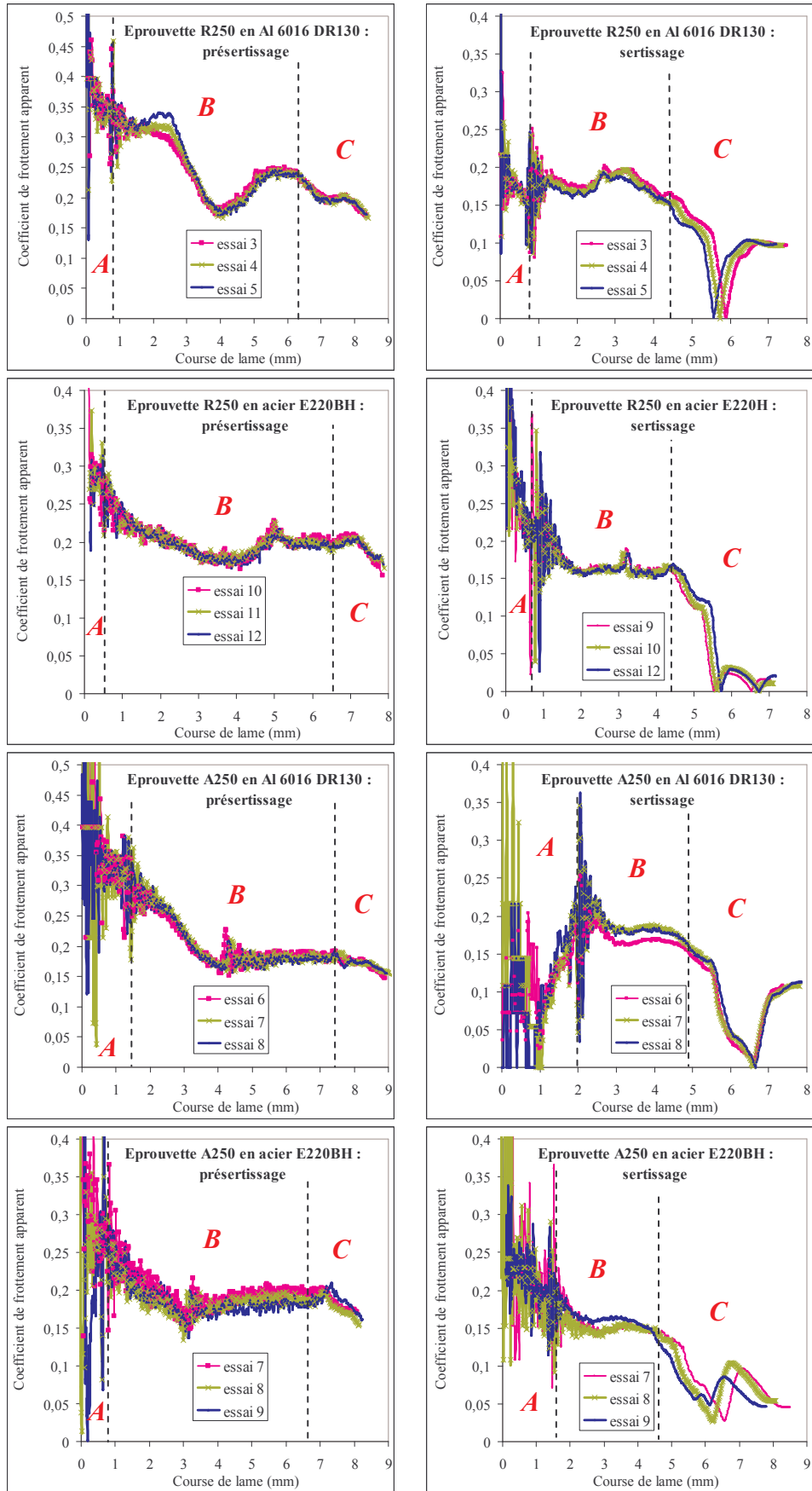


Fig. 4.23. Evolution du coefficient de frottement apparent pendant le présertissage et le sertissage des éprouvettes à bord courbe avec identification des différentes phases A, B, C.

4.3.4.3. Discussion sur le choix des valeurs du coefficient de frottement

En vue de l'intégration des coefficients de frottement en simulation numérique du présertissage et du sertissage des pièces à bord courbe, trois possibilités sont envisageables :

- La première consiste à considérer les valeurs des coefficients de Coulomb mentionnées dans le tableau 4.8, celles relatives au présertissage des éprouvettes en rétreint ne pouvant être déterminées avec précision. Mais nous devons rester prudent quant à l'utilisation de ces valeurs. En effet, rien ne garantit l'hypothèse sur laquelle repose la détermination analytique du frottement, à savoir l'uniformité du frottement le long de la ligne de contact. Les raisons principales sont la courbure des lames plus prononcée que celle des bords de tôles et les dissymétries pouvant résulter du mauvais positionnement de l'éprouvette sur la matrice de sertissage. Rien n'interdit aussi l'existence de glissement local orthoradial non supposé dans le modèle de détermination présenté au paragraphe précédent.
- La deuxième est de considérer les valeurs des coefficients de frottement déterminées pour les éprouvettes à bord droit, les hypothèses de leur détermination analytique étant raisonnables en raison de la simplicité de la géométrie considérée. Les lames des pièces à bord courbe sont usinées de la même manière que les lames utilisées pour le présertissage/sertissage des pièces à bord droit. De plus, les vitesses de sollicitation imposées pour le présertissage/sertissage des éprouvettes courbes sont analogues à celles utilisées pour le présertissage/sertissage des éprouvettes droites. Il peut donc être légitime d'adopter dans la suite les valeurs des coefficients de frottement présentées au tableau 4.7.
- La dernière solution envisageable est d'utiliser une technique d'analyse inverse pour identifier, grâce à des simulations numériques du présertissage et du sertissage, le coefficient de frottement sur la base expérimentale des courbes de frottement présentées sur la figure 4.23. Cette méthode est proposée par Sigvant [9] mais elle présente l'inconvénient de ne pas connaître la valeur du coefficient de frottement avant d'effectuer les simulations de sertissage. Cette méthode itérative nécessite de lancer plusieurs simulations numériques, d'où un temps de détermination des coefficients de frottement plus long.

Nous vérifierons ultérieurement quel choix est le plus pertinent en effectuant des comparaisons entre les calculs et l'expérience.

4.4. Conclusions

Dans ce chapitre, nous avons abordé en premier lieu les essais de présertissage et de sertissage réalisés sur le montage de laboratoire conçu et mis au point au CEMEF. Ces essais nous ont permis une caractérisation fine et complète en sertissage de pièces plates à bord droit à savoir :

- la mesure complète de la géométrie des pièces après chaque étape du procédé,
- la quantification du défaut de ligne en creux sur quelques nuances,
- la caractérisation de l'endommagement en sertissage,
- l'analyse et la description des contacts entre les pièces,
- la caractérisation du frottement entre la peau et les lames à partir de la mesure des forces mises en jeu lors du présertissage et du sertissage. Celle-ci a particulièrement montré la véracité du

modèle de Coulomb comme modèle de frottement entre la lame et la peau pendant les phases de présertissage et de sertissage.

Cette analyse a été complétée par des essais semi-industriels effectués chez PSA Peugeot Citroën permettant la caractérisation en sertissage de pièces plates à bord courbe. Les essais ont été réalisés à des vitesses de lames de l'ordre de celles utilisées sur les lignes de production (15 mm/s). De manière analogue aux essais de laboratoire, la géométrie intégrale des pièces a été relevée après chaque étape de l'opération. Les forces exercées par les lames au cours des stades de présertissage et de sertissage ont également été mesurées. La mesure des forces nous a permis grâce à un modèle de dépouillement analytique et moyennant certaines hypothèses, de fournir une expression du coefficient de frottement entre la tôle et la lame pour des bords courbes. La simulation du présertissage et du sertissage des pièces à bord courbe permettra ultérieurement de statuer quant à la pertinence des valeurs des coefficients de frottement à adopter.

Références bibliographiques

- [1] H. LIVATYALI, S.J. LARRIS, *Experimental investigation on forming defects in flat surface-convex edge hemming : roll, recoil and warp*, J. Mater. Proc. Technol., 153-154, p. 913-919, 2004.
- [2] A. MUDERRISOGLU et al., *Bending, flanging, and hemming of sheet metal*, ERC/NSM-S-95-34, Ohio State University, Columbus, Ohio, June 1995.
- [3] Z.T. ZHANG et D. LEE, *Effect of process variables and material properties on the springback behavior of 2D-draw bending parts*, SAE paper No. 950692, 1995.
- [4] Y. HISHIDA, Y. SATO, *Analysis of hemming processes by the finite element method for improving hemming quality*, Proceedings of the 14th Biannual Congress of IDDRG, Köln, 1986.
- [5] D. FRANCOIS, A. PINEAU, A. ZAOUI, *Comportement mécanique des matériaux – viscoplasticité, endommagement, mécanique de la rupture, mécanique du contact*, Editions Hermès, 1991, Paris, 2^e édition 1992.
- [6] I. DEVINE, *Apports de la tribométrie et des essais sur presse pilote pour la simulation numérique de l'emboutissage des tôles d'acier nues et revêtues de zinc pur*, Thèse de Doctorat, Ecole des Mines de Paris, CEMEF, Sophia-Antipolis, France, 1996.
- [7] G. STEINMETZ, *Apport de la simulation numérique et de l'expérience pour la compréhension des phénomènes de frottement en emboutissage et en hydroformage*, Thèse de Doctorat, Ecole des Mines de Paris, CEMEF, Sophia-Antipolis, France, 2005.
- [8] P. MONTMITONNET, *Lois de frottement et mesure du frottement*, Cours de tribologie de la mise en forme, Ecole des Mines de Paris, CEMEF, 2003.
- [9] M. SIGVANT, *The hemming process, a numerical and experimental study*, Ph.D thesis, Department of Structural Engineering and Mechanics, Chalmers University of Technology, Göteborg, 2003.

Chapitre 5

Outils numériques utilisés pour la simulation du sertissage

Sommaire

5.1. INTRODUCTION.....	122
5.2. MODELE MECANIQUE DE SIMULATION DU SERTISSAGE	122
5.2.1. Hypothèses fondamentales de la théorie des coques.....	122
5.2.2. Application au calcul 2D du sertissage en flexion pure	124
5.2.3. Algorithme d'évolution de la déformée au présertissage.....	125
5.2.4. Amélioration du calcul de la déformée de la peau	127
5.2.5. Possibilités et limitations du modèle.....	128
5.3. PRESENTATION DES CODES D'ELEMENTS FINIS UTILISES	130
5.3.1. Description du problème mécanique.....	130
5.3.1.1. Formulation générale du problème mécanique.....	130
5.3.1.2. Equations du problème mécanique.....	131
5.3.2. Formulation et résolution du problème dans OPTRIS v6.1	134
5.3.2.1. Formulation faible classique à un champ (vitesse).....	134
5.3.2.2. Discrétisation spatiale	135
5.3.2.3. Application à l'élément coque de Belytschko-Tsay	135
5.3.2.4. Intégration temporelle explicite.....	139
5.3.2.5. Gestion du contact par la méthode des multiplicateurs de Lagrange.....	141
5.3.2.6. Procédure de maillage adaptatif	142
5.3.3. Formulation et résolution du problème dans FORGE2 [®] /FORGE3 [®]	144
5.3.3.1. Formulation faible à deux champs (vitesse/pression).....	144
5.3.3.2. Discrétisation spatiale par éléments finis	144
5.3.3.3. Discrétisation temporelle et résolution du problème	148
5.3.3.4. Gestion du contact par la méthode de pénalisation.....	150
5.3.3.5. Critères de remaillage automatique	151
5.3.4. Intégration de la loi de comportement élasto-plastique.....	152
5.3.4.1. Etat de l'art des modèles rhéologiques disponibles dans les codes.....	152
5.3.4.2. Formulation continue de l'écroutissage mixte de Lemaître Chaboche	152
5.3.4.3. Résolution incrémentale dans FORGE2 [®] en déformations planes	154
5.3.4.4. Validation en traction/compression planes dans FORGE2 [®]	159
5.4. CONCLUSIONS	162
REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES	163

5.1. Introduction

Cette partie a pour but de présenter les outils numériques développés et/ou utilisés pour la simulation du procédé de sertissage. Afin d'étudier dans quelle mesure on simule correctement le procédé, un modèle mécanique de calcul rapide du présertissage et du sertissage est développé sous certaines hypothèses simplificatrices basées sur la théorie des coques minces. Les codes de calculs par éléments finis OPTRIS v6.1 et FORGE2[®]/FORGE3[®] sont ensuite présentés. La méthode de résolution du problème, la gestion du contact et les critères de remaillage utilisés sont décrits pour chaque logiciel. L'intégration des lois de comportement dans la résolution des équations d'équilibre par éléments finis est abordée en dernier lieu et est appliquée à l'implémentation de l'écroutissage combiné de Lemaître Chaboche dans la version de FORGE2[®] en déformations planes.

5.2. Modèle mécanique de simulation du sertissage

Le modèle est élaboré à partir du logiciel Scilab (accès libre). L'algorithme de calcul de la force appliquée et de la géométrie de la tôle est similaire à celui utilisé dans les travaux de Vergne [1], mais avec quelques améliorations. Après un rappel des hypothèses du modèle fondées sur la théorie des coques minces et du principe de l'algorithme utilisé, nous présentons les améliorations apportées au modèle et les possibilités offertes par cette modélisation.

5.2.1. Hypothèses fondamentales de la théorie des coques

Il est admis selon Hibbit [2] que l'hypothèse des tôles minces est vérifiée si $L/e > 15$, L étant la longueur ou la largeur de la tôle et e son épaisseur. Cette condition étant généralement vérifiée pour des tôles utilisées dans l'automobile et donc pour notre étude, il est souvent aisé pour des raisons de temps de calcul de modéliser les tôles par des éléments finis coques. On considère le repère local $(O, \mathbf{x}, \mathbf{y}, \mathbf{z})$ défini sur la figure 5.1 où le plan $(O, \mathbf{x}, \mathbf{y})$ est tangent à la surface moyenne en O et \mathbf{n} est le vecteur normal à cette surface. Le vecteur déplacement d'un point M appartenant à la tôle peut s'écrire sous la forme d'un développement limité :

$$\mathbf{u}(x, y, z) = \underbrace{\mathbf{u}(x, y, 0)}_{\text{Terme de membrane}} + z \underbrace{\frac{\partial \mathbf{u}}{\partial z}(x, y, 0)}_{\text{Termes de flexion}} + z^2 \frac{\partial^2 \mathbf{u}}{\partial z^2}(x, y, 0) + \dots \quad (5.1)$$

Le premier terme du développement $\mathbf{u}(x, y, 0)$ correspond au déplacement du point O et caractérise l'étirement de la surface moyenne. Il s'agit du terme de membrane. Les termes en z et z^2 introduisent la variation du champ de déplacement à travers l'épaisseur de la tôle correspondant à la flexion. Les éléments finis coques nécessitent donc d'introduire une cinématique particulière par rapport à la cinématique générale des solides ou des éléments finis volumiques. La théorie retenue est souvent du premier ordre, c'est-à-dire qu'elle suppose le champ de déplacement linéaire à travers l'épaisseur. Il

s'agit de l'**hypothèse de Reissner/Mindlin** qui admet que les sections initialement normales à la surface moyenne de la coque restent droites (voir figure 5.1). C'est la cinématique des coques à section droite décrite dans [3], qu'elles soient épaisses ou minces. Dans ces conditions, le champ de déplacement d'un point $M(x,y,z)$ dans la tôle s'exprime en fonction d'un terme d'étirement de la surface moyenne et d'un terme relatif à la flexion pure :

$$\mathbf{u}(x, y, z) = \mathbf{u}(x, y, 0) + z \frac{\partial \mathbf{u}}{\partial z}(x, y, 0) = \mathbf{u}^m(x, y) - z \mathbf{n}(x, y) \wedge \boldsymbol{\theta}(x, y) \quad (5.2)$$

où $\boldsymbol{\theta}(x, y)$ est le vecteur de rotation locale de la matière au point M par rapport à O, $\mathbf{u}^m(x, y)$ le vecteur déplacement du point O situé sur la surface moyenne et $\mathbf{n}(x, y)$ le vecteur unitaire normal à la surface moyenne au point O.

Cette hypothèse revient à négliger les termes du second ordre en z^2 qui introduisent une courbure des sections initialement droites et normales à la surface moyenne. Ces termes ne sont plus négligeables pour des tôles épaisses fortement courbées, c'est-à-dire pour un rapport e/R_c élevé. Cette hypothèse peut donc ne plus être valable en forte flexion.

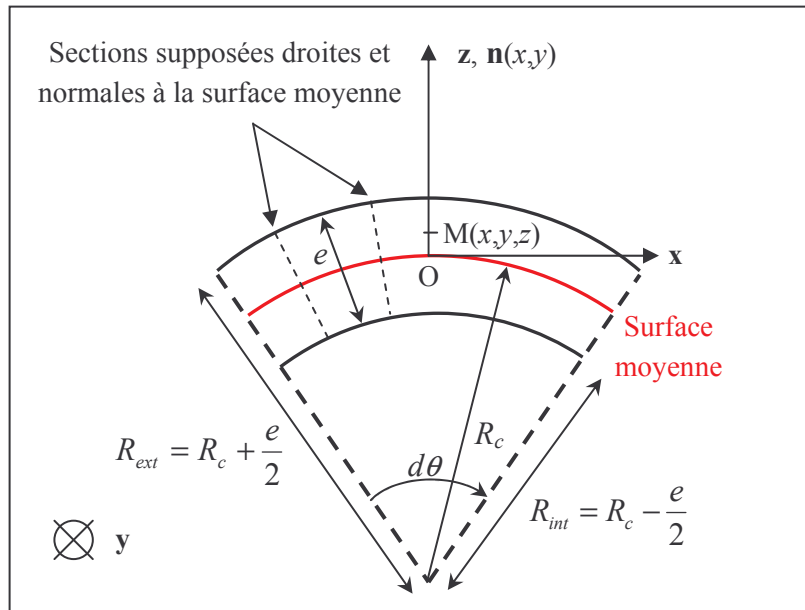


Fig. 5.1. Coupe schématique d'une tôle d'épaisseur e en flexion pure.

Par ailleurs, dans le cadre de la théorie des coques minces, on suppose aussi l'**hypothèse de Kirchhoff** [3] introduisant des restrictions supplémentaires sur le champ de déplacement. Cette hypothèse suppose que les sections normales à la surface moyenne de la coque restent normales à cette surface au cours de la déformation. Les déformations de cisaillement transverse sont alors négligées :

$$\varepsilon_{xz} = \varepsilon_{yz} = 0 \quad (5.3)$$

Cette hypothèse n'est plus valable dans le cas des coques épaisses ($L/e > 15$), lorsque l'effet de courbure devient non négligeable (e/R_c élevé). Enfin, les contraintes sont aussi supposées planes dans le plan de la tôle assimilée à une coque mince :

$$\sigma_{zx} = \sigma_{zy} = \sigma_{zz} = 0 \quad (5.4)$$

Toutes ces hypothèses sont utilisées dans le développement du modèle mécanique.

5.2.2. Application au calcul 2D du sertissage en flexion pure

L'hypothèse fondamentale reprise des travaux de Vergne est de considérer le sertissage comme une flexion pure de la tôle assimilée à une coque mince. En flexion pure, la fibre neutre de la tôle peut fléchir sous l'action d'un moment de flexion noté M , mais ne subit pas de déformation par étirement. La condition (5.2) permet d'exprimer la déformation suivant x au point $M(x,z)$ de la tôle :

$$\varepsilon_{xx} = \frac{(R_c + z) d\theta - R_c d\theta}{R_c d\theta} = \frac{z}{R_c(x)} = z C(x) \quad (5.5)$$

où R_c est le rayon de courbure associé à la courbure $C = 1/R_c$.

Le modèle suppose par ailleurs les déformations planes dans le plan $(0, x, z)$, hypothèse vérifiée grâce aux essais de flexion quatre points (voir chapitre 3). Ceci permet d'écrire en rajoutant la condition (5.3) :

$$\varepsilon_{yy} = \varepsilon_{xy} = \varepsilon_{xz} = \varepsilon_{yz} = 0 \quad (5.6)$$

En supposant le matériau rigide plastique, la condition d'incompressibilité s'écrit :

$$\varepsilon_{xx} = -\varepsilon_{zz} \quad (5.7)$$

On en déduit l'expression de la déformation plastique équivalente pour le matériau supposé isotrope :

$$\bar{\varepsilon}_p = \frac{2}{\sqrt{3}} \varepsilon_{xx} \quad (5.8)$$

On suppose de plus que le matériau rigide plastique s'écrouit de façon isotrope (pas d'effet Bauschinger) en suivant la loi d'Hollomon reliant la contrainte d'écoulement plastique à la déformation plastique équivalente par la loi :

$$\sigma_0 = K (\bar{\varepsilon}_p)^n \quad (5.9)$$

En appliquant la loi de normalité définie dans [4] en condition d'écoulement plastique du matériau et en exprimant l'état de contraintes planes dans l'hypothèse des coques minces, on en déduit grâce au

critère de von Mises que seules les composantes du tenseur des contraintes de Cauchy σ_{xx} et σ_{yy} ne sont pas nulles et valent :

$$\left\{ \begin{array}{l} \sigma_{xx} = \frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_0 \end{array} \right. \quad (5.10)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} \sigma_{yy} = \frac{\sigma_0}{\sqrt{3}} \end{array} \right. \quad (5.11)$$

On exprime enfin le moment de flexion de la tôle par unité de largeur en la coordonnée x :

$$M = 2 \int_0^{e/2} z \sigma_{xx} dz \quad (5.12)$$

En substituant (5.5) dans (5.8), (5.8) dans (5.9), (5.9) dans (5.10) et (5.10) dans (5.12), on en déduit l'expression du moment de flexion en condition d'écoulement plastique du matériau en fonction de la courbure C en x , de l'épaisseur de la tôle e et des coefficients de la loi d'Hollomon K et n .

$$M = \frac{Ke^{n+2}}{(n+2)(\sqrt{3})^{n+1}} C^n \quad (5.13)$$

Cette loi puissance relie le moment à la courbure de la tôle soumise à la flexion pendant le sertissage. Elle traduit qualitativement la relation entre la force appliquée à la tôle et sa géométrie. Cette équation est à la base du modèle mécanique prédisant l'évolution de la déformée de la tôle en fonction de la course de la lame exercée en cours de présertissage ou de sertissage.

5.2.3. Algorithme d'évolution de la déformée au présertissage

Les notations adoptées sont définies sur la figure 5.2. On note f le coefficient de frottement entre la peau et la lame, φ l'angle que fait, pendant le présertissage, la tangente à la peau en O avec la direction de la force \mathbf{F} (par unité de largeur) imposée par la lame. Initialement (avant présertissage et après tombage), $\varphi = \varphi_0 = \pi/2 - \text{Arctan}(f) - \theta$ (voir figure 5.2). Après présertissage (quand la lame est tangente à la peau), $\varphi = \pi/2 - \text{Arctan}(f)$. On définit le repère mobile (O, \mathbf{x} , \mathbf{y}) dont le centre coïncide avec le point de contact entre l'outil et l'extrémité de la peau. R_t désigne le rayon de tombage défini sur la figure 5.2. Celle-ci montre que le moment appliqué à un élément de la tôle a pour expression :

$$M = Fy \quad (5.14)$$

Le principe général de l'algorithme programmé dans Scilab est le même que celui utilisé par Vergne [1]. Il s'agit de déterminer la force F appliquée à la peau permettant à celle-ci de se déformer sous un angle φ donné. L'algorithme consiste alors à fixer successivement les angles $\varphi = \varphi_0 < \varphi_1 < \dots < \varphi_i < \varphi_{i+1} < \dots < \pi/2 - \text{Arctan}(f)$. Chaque angle φ_i correspond à un état de la tôle en cours de présertissage. L'angle φ_i étant fixé, une boucle itérative permet de déterminer l'effort F_i correspondant. La figure 5.3 donne une représentation schématique de l'algorithme.

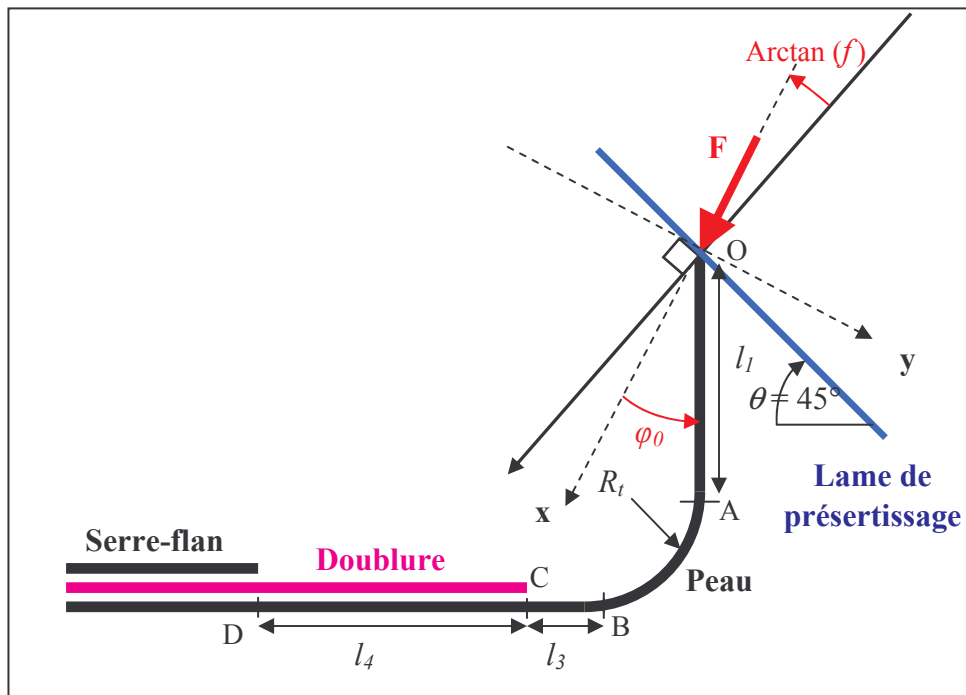


Fig. 5.2. Notations et définition du repère (O, x, y) .

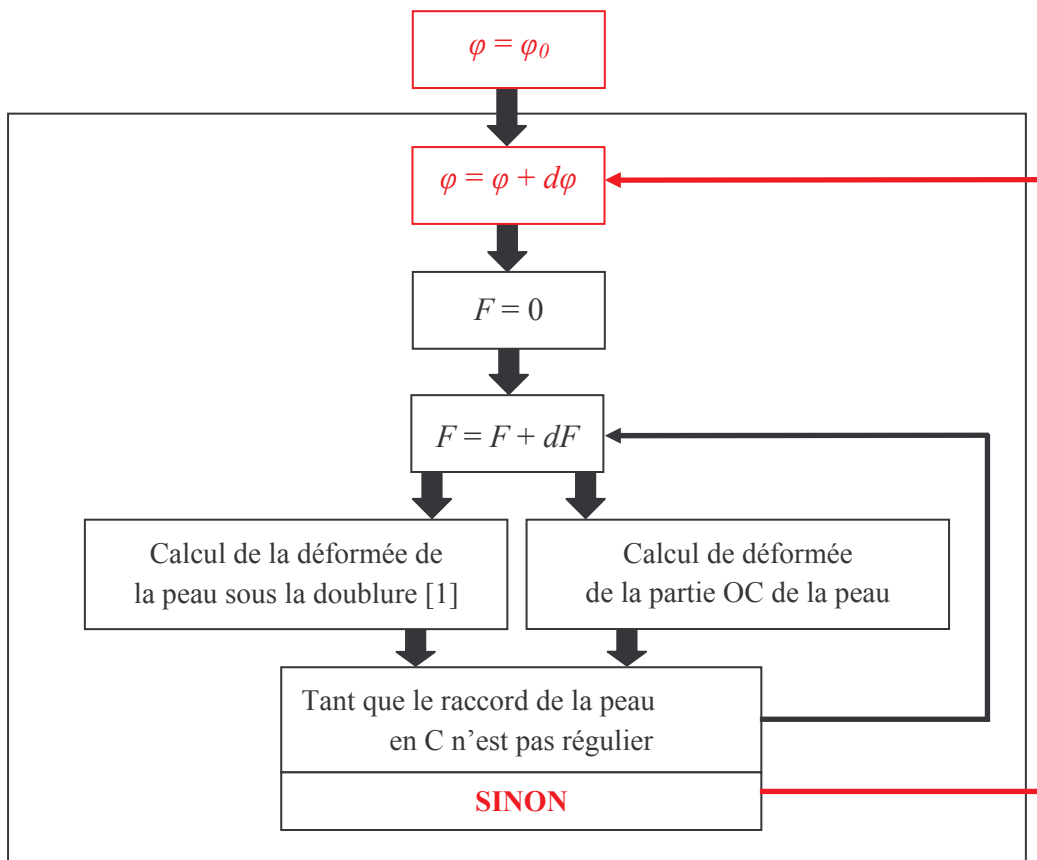


Fig. 5.3. Schéma de l'algorithme de calcul de l'évolution de la déformée de la peau en présertissage.

Le principe de l'algorithme dans le cas du sertissage est le même sauf que la lame est horizontale au lieu d'être inclinée à 45°. Pour mémoire, l'hypothèse de base retenue auparavant dans le travail de Vergne est que le moment M appliqué à un élément de tôle croît au cours de l'opération, et donc que sa courbure à l'instant considéré est reliée à la valeur correspondante du moment par la relation (5.13). Or la courbure s'exprime par la relation suivante :

$$C = \frac{\frac{d^2x}{d^2y}}{\left[1 + \left(\frac{dx}{dy}\right)^2\right]^{3/2}} \quad (5.15)$$

F étant fixée, en injectant (5.14) et (5.15) dans la relation (5.13), on obtient une équation différentielle présentée dans [1] et dont la variable est la fonction $x(y)$ donnant la déformée de la tôle dans le plan (O, x, y). Les travaux de Vergne ont porté sur la résolution de cette équation différentielle sur chaque morceau de tôle OA, BC et CD, le coude AB étant supposé rigide (autrement dit, la courbure créée lors du tombage était supposée constante égale à $1/R_t$).

L'amélioration du calcul de la déformée ne suppose plus la croissance du moment appliqué sur les éléments de la tôle. En d'autres termes, elle permet de généraliser l'algorithme et de traiter aussi le cas du sertissage avec plus de précision.

5.2.4. Amélioration du calcul de la déformée de la peau

La grande nouveauté est essentiellement fondée sur la décomposition de la tôle en segments et sur l'utilisation d'un critère d'évolution de la courbure des éléments fondé sur la plasticité. Cette amélioration ne suppose plus a priori la croissance du moment de flexion appliqué à la tôle en cours de présertissage. Par ailleurs, les équations décrivant le comportement de la peau sous la doublure ont été vérifiées et la longueur effective de contact de la peau avec la matrice n'a pas été imposée, mais ajustée en fonction des variations du moment. Ces améliorations permettent de décrire de façon beaucoup plus précise la déformation de tous les éléments de la tôle au cours du procédé de mise en forme. Au stade actuel, on a par contre conservé l'hypothèse que la tôle est en contact avec la lame en son extrémité O, hypothèse qui n'est valable que durant le présertissage et le début du sertissage.

L'amélioration consiste à décomposer le morceau de tôle OC en petits arcs élémentaires $A_1, A_2, \dots, A_k, \dots, A_N$. A chaque arc A_k , on affecte une courbure C_k ainsi que sa position dans le plan (x_k, y_k) . La connaissance des quantités x_k, y_k et C_k pour $k = 1 \dots N$ détermine entièrement la déformée de la peau à un instant donné. Notons C_k^i et (x_k^i, y_k^i) , respectivement la courbure et les coordonnées de l'arc A_k à l'instant du procédé où $\varphi = \varphi_i$.

Supposons que l'on ait déterminé la déformée de la peau correspondant à l'angle $\varphi = \varphi_i$. On se place maintenant à l'incrément suivant correspondant à l'angle $\varphi = \varphi_i + d\varphi = \varphi_{i+1}$. Soit F la force imposée. Celle-ci génère un moment de flexion sur l'arc A_k noté M_k^{i+1} et valant approximativement $M_k^{i+1} = Fy_k^i$. L'hypothèse d'évolution de la courbure et du moment est similaire à la condition d'écoulement plastique pour la déformation et la contrainte. Notons $M(C_k^i)$ le moment de flexion

résiduel associé à la courbure préexistante C_k^i (calculée à l'incrément précédent) et donné par la loi puissance (5.13) (voir figure 5.4). Si le moment imposé M_k^{i+1} est inférieur en valeur absolue à $M(C_k^i)$, alors la courbure de l'arc n'évolue pas. En d'autres termes, on reste à l'intérieur de la surface de plasticité. En revanche, si $|M_k^{i+1}| > |M(C_k^i)|$, la courbure de l'arc évolue.

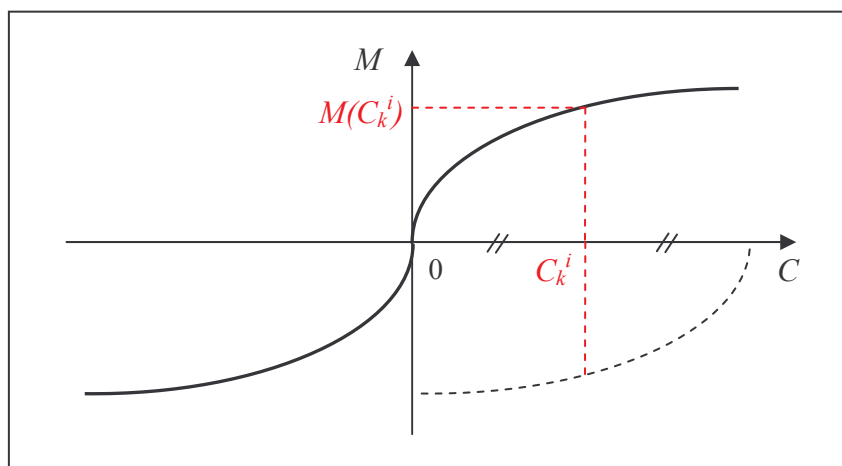


Fig. 5.4. Graphe de la loi puissance $M(C)$ entre le moment de flexion et la courbure locale.

Autrement dit, on peut résumer le critère d'évolution de la courbure de l'arc A_k par l'énoncé suivant (on suppose que $M_k^{i+1} > 0$, l'énoncé du critère étant similaire dans le cas contraire) :

Si $M_k^{i+1} < M(C_k^i) $	$C_k^{i+1} = C_k^i$: aucune évolution de courbure de l'arc A_k
Si $M_k^{i+1} > M(C_k^i)$	$C_k^{i+1} = M^{-1}(M_k^{i+1})$: augmentation de la courbure de l'arc A_k
Si $M_k^{i+1} < -M(C_k^i)$	$C_k^{i+1} = 2 C_k^i - M^{-1}(-M_k^{i+1})$: diminution de la courbure de l'arc A_k

Enfin, à la différence du modèle de Vergne qui supposait le coude AB rigide, on initialise la courbure de l'arc AB à $1/R_c$ en utilisant le critère d'évolution décrit précédemment. Si le moment est tel qu'il engendre une courbure plus élevée, le coude plastifie. Dans le cas contraire, il reste rigide. L'amélioration du modèle de Vergne permet en ce sens de traiter de façon plus générale le sertissage.

5.2.5. Possibilités et limitations du modèle

Le programme réalisé sous Scilab permet de suivre l'évolution de l'enroulement, du soulèvement de la doublure et de la force F de l'outil en fonction de la course de la lame au cours du présertissage et du début de sertissage (jusqu'à ce que l'extrémité de la peau tangente horizontalement la lame de sertissage). Les premiers résultats montrent que les ordres de grandeur des forces et de l'enroulement en présertissage sont peu différents de ceux obtenus par Vergne [1] et dans une étude mécanique élémentaire du présertissage réalisée par Felder [5]. Ce programme nous permet de tracer les déformées successives de l'éprouvette à différents instants du présertissage et du sertissage. La figure 5.5 illustre un exemple montrant l'enroulement en présertissage et en sertissage ainsi que le

soulèvement de la doublure. On vérifie également que les moments appliqués sur chaque élément de tôle étaient constamment croissants au cours du présertissage, hypothèse retenue dans le modèle de Vergne et visiblement valable avec les résultats obtenus.

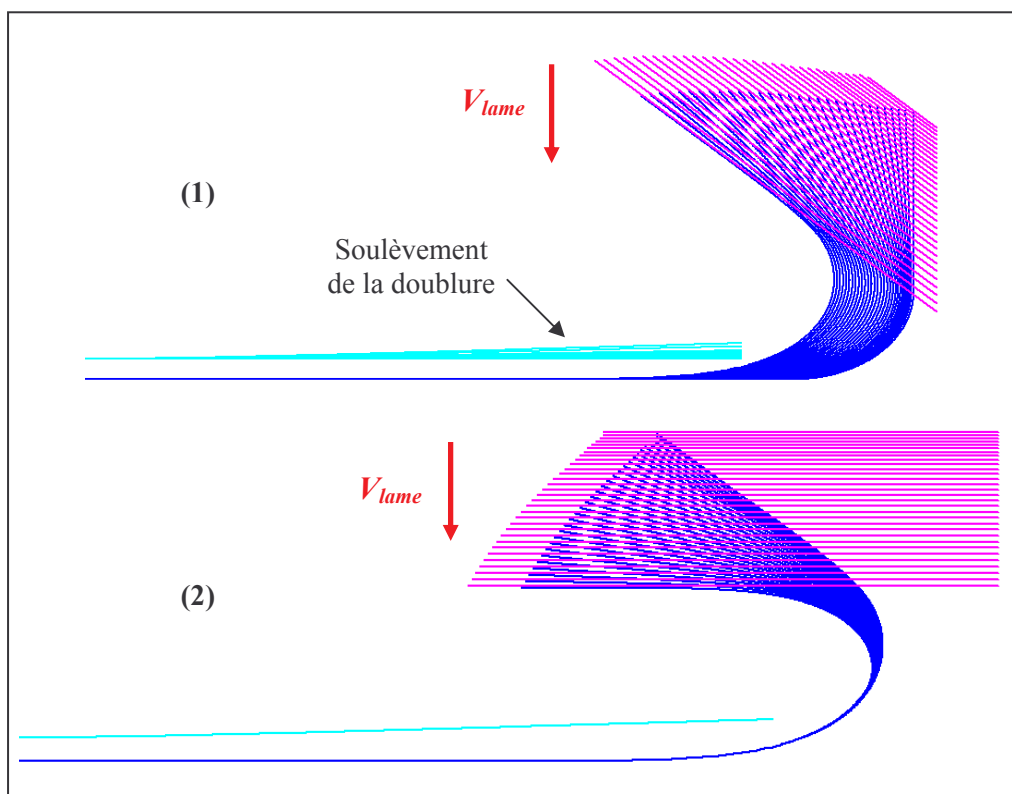


Fig. 5.5. Tracé des déformées successives au cours du calcul du présertissage (1) et du sertissage (2) jusqu'au moment où la tôle est tangente horizontalement à la lame de sertissage (programme Scilab).

Comme mentionné au chapitre précédent, des sollicitations telles que l'étirement ou la compression peuvent survenir lors d'un laminage éventuel en cours de tombage ou lors du stade final du sertissage, lorsque la lame vient écraser le serti. Outre le fait que le modèle ne simule pas l'étape de tombage, ces modes de déformation résultent d'un contact étendu entre l'outil et la peau imposant un mode de déformations qui ne permet plus une flexion pure. Une limitation majeure du modèle mécanique est de ne pas considérer d'étirement possible de la surface moyenne. Enfin, une autre grande faiblesse de ce modèle est de s'appuyer sur la théorie des coques minces supposant les contraintes planes dans le plan de la tôle. Nous verrons ultérieurement que cette hypothèse n'est pas valable en sertissage où l'effet de courbure est prépondérant. Les termes d'ordres supérieurs pour le champ de déplacement (en z^2) peuvent aussi ne plus être négligeables et engendrer un champ de déplacement non linéaire dans l'épaisseur. Un autre inconvénient de ce modèle analytique est qu'il est valable uniquement pour les éprouvettes à bord droit dans lesquelles les déformations sont planes. Face à la complexité apparente des modes de déformations mis en jeu et des géométries des pièces traitées (bords courbes en l'occurrence), les modèles numériques par éléments finis s'avèrent nécessaires.

5.3. Présentation des codes d'éléments finis utilisés

Les codes de calculs par éléments finis FORGE2[®] et FORGE3[®] sont des codes implicites utilisant une formulation volumique 3D avec des éléments tétraédriques (FORGE3[®]) ou une formulation 2D axisymétrique ou en déformations planes avec des éléments triangulaires (FORGE2[®]) [6], [7], [8], [9], [10]. OPTRIS v.6.1 est un logiciel commercial développé initialement par Dynamic Software (racheté par ESI Group) utilisant un schéma d'intégration temporelle explicite. Il est disponible chez PSA Peugeot Citroën et utilise principalement une formulation coque 3D avec des éléments finis quadrangulaires ou triangulaires de Belytschko-Tsay [11]. Aberlenc, Babeau et Jamet [12] présentent succinctement les algorithmes utilisés, tant sur la résolution par éléments finis que sur le contact et les critères de remaillage.

5.3.1. Description du problème mécanique

5.3.1.1. Formulation générale du problème mécanique

Considérons un solide occupant à un instant t le domaine Ω de frontière $\partial\Omega$. Dans un cadre très général, la structure est soumise à :

- une densité de forces volumiques notée \mathbf{f}_v telle que le poids de la pièce à former,
- une densité surfacique d'efforts \mathbf{t}_s appliquée sur une partie $\partial\Omega_F$ de $\partial\Omega$,
- des forces de contact avec les outils \mathbf{t}_c appliquées sur une partie $\partial\Omega_C$ de $\partial\Omega$,
- un champ de vitesse imposé sur une partie $\partial\Omega_V$ de $\partial\Omega$.

Il en résulte que $(\partial\Omega_F, \partial\Omega_C, \partial\Omega_V)$ forment une partition de la frontière $\partial\Omega$, c'est-à-dire que :

$$\begin{cases} \partial\Omega = \partial\Omega_F \cup \partial\Omega_C \cup \partial\Omega_V \\ \partial\Omega_F \cap \partial\Omega_C \cap \partial\Omega_V = \emptyset \end{cases} \quad (5.16)$$

Le problème posé dans la modélisation de procédés de mise en forme à froid (ne faisant pas intervenir la température) est le suivant : connaissant l'état initial du solide, le problème consiste à déterminer à tout instant t les champs mécaniques suivants :

- le champ de contrainte $\boldsymbol{\sigma}(\mathbf{x}, t)$ et par défaut $\mathbf{s}(\mathbf{x}, t)$ et $p(\mathbf{x}, t)$ en tous points du solide,
- le vecteur position \mathbf{x} dans un repère fixe cartésien de tous points du solide Ω dont on suit le mouvement et le champ de déplacement \mathbf{u} associé, défini dans le cadre de la description Lagrangienne du mouvement par :

$$\mathbf{x}(\mathbf{x}_0, t) = \mathbf{x}_0 + \mathbf{u}(\mathbf{x}_0, t) \quad (5.17)$$

où $\mathbf{x}_0 = \mathbf{x}(\mathbf{x}_0, 0)$ est la position initiale du point du solide considéré.

- le champ de vitesse \mathbf{v} exprimé à partir du vecteur position par :

$$\mathbf{v} = \mathbf{v}(\mathbf{x}, t) = \frac{\partial \mathbf{u}}{\partial t} = \frac{\partial \mathbf{x}}{\partial t} = \dot{\mathbf{x}} \quad (5.18)$$

Le tenseur des vitesses de déformation est déduit de (5.18) et son expression est :

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}} = \frac{1}{2} (\mathbf{grad}(\mathbf{v}) + \mathbf{grad}^T(\mathbf{v})) \quad (5.19)$$

Les logiciels utilisés sont basés sur une description Lagrangienne réactualisée. Elle consiste à résoudre successivement le problème posé sur une série d'intervalles $[t, t + \Delta t]$ où Δt est le pas de temps considéré. La configuration de référence est actualisée au cours de la déformation et prise égale à la dernière configuration calculée à l'instant t de sorte que le vecteur position d'un point du solide dont on suit le mouvement s'écrive à l'instant $t + \Delta t$:

$$\mathbf{x}_{t+\Delta t} = \mathbf{x}(\mathbf{x}_t, t + \Delta t) \quad (5.20)$$

Le pas de temps est choisi suffisamment faible de sorte que l'on puisse adopter l'hypothèse des petites déformations (entre 0,1 % et 1 % de déformation par incrément). Cette condition nous permet de définir le tenseur symétrique des déformations à partir du champ de déplacement \mathbf{u} défini (5.17) par :

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \frac{1}{2} (\mathbf{grad}(\mathbf{u}) + \mathbf{grad}^T(\mathbf{u})) \quad (5.21)$$

5.3.1.2. Equations du problème mécanique

Les inconnues du problème précisées précédemment sont déterminées à partir de l'équation d'équilibre dynamique exprimée localement dans le domaine Ω :

$$\mathbf{div}(\boldsymbol{\sigma}) + \mathbf{f}_v = \rho \boldsymbol{\gamma} \quad (5.22)$$

où $\boldsymbol{\sigma}$ est le tenseur des contraintes de Cauchy défini au chapitre 3, \mathbf{f}_v les forces volumiques, ρ la masse volumique et $\boldsymbol{\gamma}$ l'accélération, ces deux derniers termes traduisant les effets d'inertie.

A cette équation d'équilibre, s'ajoutent d'autres relations permettant de définir entièrement le problème :

- La loi de comportement définie dans Ω et reliant le tenseur des contraintes $\boldsymbol{\sigma}$ au champ de vitesse de déformation $\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}$. Son intégration numérique sera abordée par la suite.
- La loi de conservation de la masse du milieu élasto-plastique intégrant l'incompressibilité plastique et la compressibilité du milieu élastique par l'équation :

$$\mathbf{div}(\mathbf{v}) + \frac{\dot{P}}{\chi} = \mathbf{0} \quad (5.23)$$

\dot{p} est la vitesse de variation de la pression hydrostatique responsable de la compression du volume et χ le coefficient de compressibilité du matériau déduit du module d'Young E et du coefficient de Poisson ν par :

$$\chi = \frac{E}{3(1-2\nu)} \quad (5.24)$$

- Les conditions initiales imposées à $t = 0$:

$$\begin{cases} \mathbf{u}(t=0) = \mathbf{x}(t=0) - \mathbf{x}_0 = \mathbf{0} \\ \mathbf{v}(t=0) = \dot{\mathbf{x}}_0 \end{cases} \quad (5.25)$$

- Les conditions aux limites appliquées sur la frontière $\partial\Omega$ du domaine et conditionnant l'état d'équilibre dans le domaine Ω . On distingue trois types de conditions limites :
 - La condition de vitesse (ou de déplacement) imposée sur $\partial\Omega_V$. Comme on le verra au chapitre 6, cette condition est utilisée dans la modélisation FORGE2[®] du sertissage en considérant sur une partie de la tôle : $\mathbf{u}_{\text{imposé}} = \mathbf{0}$ donc $\mathbf{v}_{\text{imposée}} = \mathbf{0}$.
 - La condition d'efforts imposés sans contact appliquée sur la partie $\partial\Omega_F$. On trouve la condition de bord libre (5.26) ou la condition de pression imposée (5.27) :

$$\boldsymbol{\sigma} \cdot \mathbf{n} = \mathbf{0} \quad (5.26)$$

$$\boldsymbol{\sigma} \cdot \mathbf{n} = -p_{\text{imposée}} \mathbf{n} \quad (5.27)$$

où \mathbf{n} est la normale (vecteur unitaire) extérieure à la surface de la pièce.

La condition (5.27) n'est pas présente en sertissage ou en emboutissage, tous les efforts se transmettant par contact des outils sur la matière. Elle est néanmoins typique d'un procédé d'hydroformage où l'on impose la pression de fluide pour déformer la matière [13].

- La condition de contact unilatéral imposée sur $\partial\Omega_C$, fondamentale en sertissage comme en emboutissage où la déformation de matière est réalisée au moyen du contact avec des outils (poinçon, lames, matrice, ...). Afin d'exprimer la condition de contact, on décompose le vecteur contrainte de contact $\boldsymbol{\sigma} \cdot \mathbf{n}$ en une composante normale au contact portée par \mathbf{n} et une composante tangentielle notée $\boldsymbol{\sigma}_t$ (voir schéma (1) de la figure 5.6) :

$$\boldsymbol{\sigma} \cdot \mathbf{n} = (\boldsymbol{\sigma} \cdot \mathbf{n}) \cdot \mathbf{n} + \boldsymbol{\sigma}_t = \sigma_n \mathbf{n} + \boldsymbol{\sigma}_t \quad (5.28)$$

avec σ_n la contrainte normale définie comme la projection du vecteur contrainte sur la normale extérieure à la surface en contact :

$$\sigma_n = (\boldsymbol{\sigma} \cdot \mathbf{n}) \cdot \mathbf{n} \quad (5.29)$$

Afin de définir entièrement le problème du contact, deux relations sont nécessaires : les *conditions de Signorini* traduisant la non pénétration de la pièce dans l'outil et la *loi de frottement* imposant une relation entre les composantes du vecteur contrainte de contact [14] :

- *Les conditions de Signorini* traduisent la condition de non pénétration de la pièce dans les outils. Dans le cas où la pièce et l'outil sont en contact, la vitesse relative $(\mathbf{v} - \mathbf{v}_{\text{outil}}) = \mathbf{v}_g$ est localement tangente à la surface de la pièce en contact. Ce cas impose aussi une contrainte normale de compression et se traduit par les relations exprimées sur $\partial\Omega_C$:

$$\begin{cases} (\mathbf{v} - \mathbf{v}_{\text{outil}}) \cdot \mathbf{n} = 0 \\ \sigma_n < 0 \end{cases} \quad (5.30)$$

Il manque dans ce cas une relation supplémentaire pour définir entièrement le problème de contact. Cette relation est la loi de frottement abordée ensuite. Dans le cas où la pièce n'est plus en contact avec l'outil, les relations (5.30) deviennent :

$$\begin{cases} (\mathbf{v} - \mathbf{v}_{\text{outil}}) \cdot \mathbf{n} < 0 \\ \sigma_n = 0 \end{cases} \quad (5.31)$$

La perte du contact revient à imposer une condition limite en efforts. Les conditions de Signorini s'écrivent dans les deux cas :

$$\begin{cases} (\mathbf{v} - \mathbf{v}_{\text{outil}}) \cdot \mathbf{n} \leq 0 \\ \sigma_n \leq 0 \\ \sigma_n (\mathbf{v} - \mathbf{v}_{\text{outil}}) \cdot \mathbf{n} = 0 \end{cases} \quad (5.32)$$

- *La loi de frottement* de Coulomb est utilisée afin de relier la contrainte tangentielle à la composante normale au contact à travers les relations :

$$\mathbf{v}_g \neq \mathbf{0} \quad \text{si} \quad \boldsymbol{\sigma}_t = -f \sigma_n \frac{\mathbf{v}_g}{\|\mathbf{v}_g\|} \quad (5.33)$$

$$\mathbf{v}_g = \mathbf{0} \quad \text{si} \quad \|\boldsymbol{\sigma}_t\| < f |\sigma_n| \quad (5.34)$$

où f est le coefficient de frottement considéré comme constant.

La figure 5.6 résume schématiquement les situations de contact frottant ou de perte de contact entre la pièce et l'outil. La gestion numérique du contact dans FORGE2[®]/FORGE3[®] et dans OPTRIS v6.1 sera respectivement abordée par la suite.

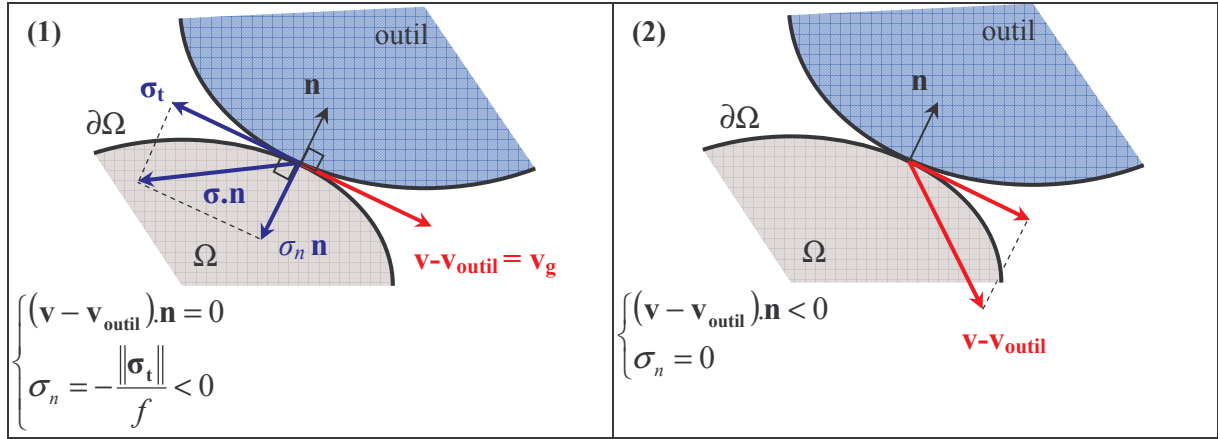


Fig. 5.6. Schématisation du contact frottant (1) et du décollement (2) entre la pièce et l'outil.

5.3.2. Formulation et résolution du problème dans OPTRIS v6.1

5.3.2.1. Formulation faible classique à un champ (vitesse)

Le logiciel OPTRIS v6.1 est basé sur la formulation faible classique à un champ (vitesse ou déplacement). Le passage de la formulation forte du problème mécanique à la formulation faible consiste à multiplier l'équation d'équilibre dynamique (5.22) par des fonctions tests $\mathbf{u}^* \in U^0$ en les intégrant sur tout le domaine Ω . Après transformation grâce au théorème de Green, le problème faible revient à trouver le champ de vitesse $\mathbf{v} \in V$ tel que :

$$-\int_{\Omega} \boldsymbol{\sigma}(\mathbf{u}, \mathbf{v}) : \boldsymbol{\varepsilon}(\mathbf{u}^*) d\Omega + \int_{\Omega} \mathbf{f}_v \cdot \mathbf{u}^* d\Omega + \int_{\partial\Omega} \mathbf{T}(\mathbf{u}, \mathbf{v}) \cdot \mathbf{u}^* dS = \int_{\Omega} \rho \boldsymbol{\gamma} \cdot \mathbf{u}^* d\Omega \quad \forall \mathbf{u}^* \in U^0 \quad (5.35)$$

où le vecteur $\mathbf{T} = \mathbf{t}_s + \mathbf{t}_c$ correspond aux efforts surfaciques appliqués sur $\partial\Omega_F \cup \partial\Omega_C$, V désigne l'espace des vitesses cinématiquement admissibles, c'est-à-dire définies et continues sur Ω et respectant les conditions limites sur $\partial\Omega_V$. U^0 est l'espace des champs de déplacement tests admissibles et nuls sur la frontière du domaine.

Les champs de déplacement \mathbf{u} , de vitesse \mathbf{v} et d'accélération $\boldsymbol{\gamma}$ s'expriment d'après (5.17) et (5.18) :

$$\begin{cases} \mathbf{u} = \mathbf{x} - \mathbf{x}_0 \\ \mathbf{v} = \dot{\mathbf{u}} = \dot{\mathbf{x}} \\ \boldsymbol{\gamma} = \ddot{\mathbf{u}} = \ddot{\mathbf{x}} \end{cases} \quad (5.36)$$

Ces expressions nous permettent d'utiliser une formulation du problème faible en déplacement. Le problème revient donc à déterminer le champ de déplacement admissible $\mathbf{u} \in U$ tel que :

$$-\int_{\Omega} \boldsymbol{\sigma}(\mathbf{u}, \dot{\mathbf{u}}) : \boldsymbol{\varepsilon}(\mathbf{u}^*) d\Omega + \int_{\Omega} \mathbf{f}_v \cdot \mathbf{u}^* d\Omega + \int_{\partial\Omega} \mathbf{T}(\mathbf{u}, \dot{\mathbf{u}}) \cdot \mathbf{u}^* dS = \int_{\Omega} \rho \ddot{\mathbf{u}} \cdot \mathbf{u}^* d\Omega \quad \forall \mathbf{u}^* \in U^0 \quad (5.37)$$

5.3.2.2. Discrétisation spatiale

La discrétisation par la méthode des éléments finis consiste d'une part à diviser le domaine continu Ω en un ensemble fini noté Ω_h (maillage) composé de sous domaines Ω_e appelés éléments. Ces éléments forment une partition de cet ensemble fini approximant ainsi le domaine continu. On a ainsi :

$$\Omega \approx \Omega_h = \bigcup_{\Omega_e} \Omega_e \quad (5.38)$$

D'autre part, la méthode des éléments finis définit des fonctions d'interpolation sur chaque élément afin d'approcher l'inconnue du problème $\mathbf{u} \in U$. Cette approximation conduit à résoudre la formulation faible (5.37) dans le sous espace de dimension finie $U_h \subset U$. Le problème faible discrétisé revient donc à rechercher la solution de dimension finie $\mathbf{u}_h \in U_h$ telle que $\forall \mathbf{u}_h^* \in U_h^0$:

$$-\int_{\Omega_h} \boldsymbol{\sigma}(\mathbf{u}_h, \dot{\mathbf{u}}_h) : \boldsymbol{\varepsilon}(\mathbf{u}_h^*) d\Omega_h + \int_{\Omega_h} \mathbf{f}_v \cdot \mathbf{u}_h^* d\Omega_h + \int_{\partial\Omega_h} \mathbf{T}(\mathbf{u}_h, \dot{\mathbf{u}}_h) \cdot \mathbf{u}_h^* dS_h = \int_{\Omega_h} \rho \ddot{\mathbf{u}}_h \cdot \mathbf{u}_h^* d\Omega_h \quad (5.39)$$

où U_h désigne l'espace fini des champs de déplacements cinématiquement admissibles et définis sur Ω_h . $U_h^0 \subset U^0$ est le sous espace fini des champs de déplacement tests admissibles et s'annulant sur la frontière $\partial\Omega_h$.

5.3.2.3. Application à l'élément coque de Belytschko-Tsay

OPTRIS v6.1 utilise pour la simulation de mise en forme des éléments triangulaires ou quadrangles de Belytschko-Tsay coïncidant avec la surface moyenne de la tôle et détaillés dans [15]. La figure 5.7 définit l'élément quadrangle souvent utilisé ainsi que le repère local $(\mathbf{e}_1, \mathbf{e}_2, \mathbf{e}_3)$ associé.

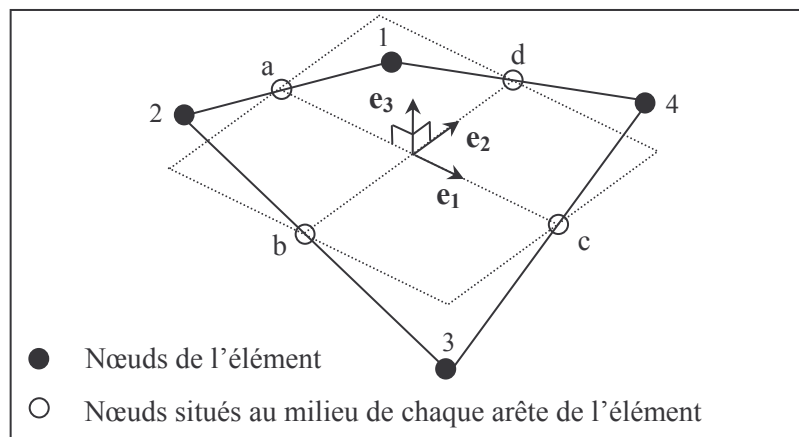


Fig. 5.7. Élément quadrangle de Belytschko-Tsay et définition du repère local associé [16].

La difficulté de cet élément est de définir le repère local puisqu'en règle générale, les quatre nœuds de l'élément ne sont pas coplanaires. Dans le cas d'un élément triangulaire, cette difficulté ne se pose pas. En d'autres termes, l'élément peut vriller pendant la déformation. En notant a, b, c, d les nœuds du

milieu de chaque arête de l'élément, le vecteur unitaire \mathbf{e}_3 est construit normal aux vecteurs \mathbf{ac} et \mathbf{bd} . Le vecteur unitaire \mathbf{e}_1 est porté par le vecteur \mathbf{ac} et \mathbf{e}_2 est déduit par sa normalité aux deux autres vecteurs. En résumé :

$$\begin{cases} \mathbf{e}_1 = \frac{\mathbf{ac}}{\|\mathbf{ac}\|} \\ \mathbf{e}_2 = \mathbf{e}_3 \wedge \mathbf{e}_1 \\ \mathbf{e}_3 = \frac{\mathbf{ac} \wedge \mathbf{bd}}{\|\mathbf{ac} \wedge \mathbf{bd}\|} \end{cases} \quad (5.40)$$

Belytschko, Lin, Tsay [15] assimilent le vecteur \mathbf{e}_3 au vecteur normal à la surface moyenne $\mathbf{n}(x,y)$ défini sur la figure 5.1. Ils assimilent également le plan de référence $P_e = (\mathbf{e}_1, \mathbf{e}_2)$ à la surface moyenne de l'élément. Bien que peu coûteux en temps de calcul, cet élément souffre d'une certaine incapacité à réagir à un vrillage excessif. Ce handicap s'explique essentiellement par le fait de considérer le vecteur normal au plan de référence constant sur tout l'élément. Il existe donc d'autres variantes de cet élément non développées ici et permettant d'améliorer son comportement au vrillage. On peut citer par exemple les travaux de Key, Hoff [17] où le vecteur normal est considéré comme une inconnue supplémentaire dépendant de la position dans le plan de référence. D'autres améliorations existent et amènent à une plus grande stabilité de l'élément au vrillage. On peut citer par exemple les corrections apportées par Belytschko, Tsay, Wong [16] ou l'élément de Belytschko, Leviathan [18] disponible dans LS-DYNA. L'application de ces éléments finis à la simulation du sertissage a montré que l'élément de Belytschko-Tsay utilisé dans OPTRIS v6.1 suffit puisqu'il donne des résultats équivalents aux éléments améliorés [19].

Chaque nœud possède six degrés de liberté, trois de translations et trois de rotations. L'hypothèse cinématique de Reissner/Mindlin exprimée par la relation (5.2) et appliquée à l'élément coque étudié s'exprime dans le repère local $(\mathbf{e}_1, \mathbf{e}_2, \mathbf{e}_3)$ de la façon suivante :

$$\mathbf{u}(x, y, z) = \mathbf{u}^m(x, y) - z \mathbf{e}_3 \wedge \boldsymbol{\theta}(x, y) \quad (5.41)$$

où $(x, y) \in P_e$ et $-\frac{e}{2} \leq z \leq \frac{e}{2}$. \mathbf{u}^m et $\boldsymbol{\theta}$ désignent respectivement le champ de déplacement membranaire et le champ de rotation.

La discrétisation spatiale du problème conduit à rechercher le champ de déplacement solution comme une combinaison linéaire des fonctions d'interpolation sur chaque élément. Le champ de déplacement solution du problème discret (5.39) peut donc s'écrire en tous points du domaine Ω_h appartenant à un élément Ω_e et de coordonnées $\mathbf{x} = (x, y, z)$ exprimées dans le repère local de l'élément :

$$\begin{cases} \mathbf{u}_h(x, y, z) = \mathbf{u}_h^m(x, y) + z \tilde{\boldsymbol{\theta}}_h(x, y) \\ \tilde{\boldsymbol{\theta}}_h(x, y) = -\mathbf{e}_3 \wedge \boldsymbol{\theta}_h(x, y) \end{cases} \quad (5.42)$$

avec $(\mathbf{u}_h^m, \boldsymbol{\theta}_h, \tilde{\boldsymbol{\theta}}_h)$ les champs de déplacement et de rotation interpolés et définis par :

$$\begin{cases} \mathbf{u}_h^m(x,y) = N_k(x,y) \mathbf{u}^k \\ \tilde{\boldsymbol{\theta}}_h(x,y) = N_k(x,y) \tilde{\boldsymbol{\theta}}^k \end{cases} \quad (5.43)$$

où $k \in \{1,2,3,4\}$ désigne l'indice sur les nœuds de l'élément. Le couple $(\mathbf{u}^k, \tilde{\boldsymbol{\theta}}^k)$ représente les valeurs nodales des vecteurs champ de déplacement et champ de rotation $(\mathbf{u}_h^m, \tilde{\boldsymbol{\theta}}_h)$ au nœud k de l'élément Ω_e . N_k sont les fonctions d'interpolation linéaires (polynômes de degré 1) prenant la valeur 1 au nœud k et 0 sur tous les autres nœuds de l'élément.

L'interpolation est donc linéaire dans OPTRIS v6.1. Les inconnues du problème deviennent les valeurs nodales $(\mathbf{u}^k, \tilde{\boldsymbol{\theta}}^k)$ prises par les champs de déplacement et de rotation. Les champs de vitesse et d'accélération discrétisés se déduisent respectivement par simple et double dérivation par rapport au temps :

$$\begin{cases} \mathbf{v}_h = \dot{\mathbf{u}}_h = \dot{\mathbf{u}}_h^m + z \dot{\tilde{\boldsymbol{\theta}}}_h \\ \boldsymbol{\gamma}_h = \ddot{\mathbf{u}}_h = \ddot{\mathbf{u}}_h^m + z \ddot{\tilde{\boldsymbol{\theta}}}_h \end{cases} \quad (5.44)$$

avec $(\dot{\mathbf{u}}_h^m, \ddot{\mathbf{u}}_h^m)$ et $(\dot{\tilde{\boldsymbol{\theta}}}_h, \ddot{\tilde{\boldsymbol{\theta}}}_h)$ définis comme suit :

$$\begin{cases} \dot{\mathbf{u}}_h^m(x,y) = N_k(x,y) \dot{\mathbf{u}}^k \\ \ddot{\mathbf{u}}_h^m(x,y) = N_k(x,y) \ddot{\mathbf{u}}^k \end{cases} \quad \text{et} \quad \begin{cases} \dot{\tilde{\boldsymbol{\theta}}}_h(x,y,z) = N_k(x,y) \dot{\tilde{\boldsymbol{\theta}}}^k \\ \ddot{\tilde{\boldsymbol{\theta}}}_h(x,y,z) = N_k(x,y) \ddot{\tilde{\boldsymbol{\theta}}}^k \end{cases} \quad (5.45)$$

En considérant comme fonctions tests toutes les fonctions d'interpolation de chaque élément, le problème (5.39) est résolu localement sur chaque élément Ω_e et s'écrit plus synthétiquement :

$$\mathbf{R}_e^{\text{ext}}(\mathbf{u}_h, \dot{\mathbf{u}}_h) - \mathbf{R}_e^{\text{int}}(\mathbf{u}_h, \dot{\mathbf{u}}_h) = \mathbf{M}_e \begin{pmatrix} \ddot{\mathbf{u}}_h^m \\ \ddot{\tilde{\boldsymbol{\theta}}}_h \end{pmatrix} \quad (5.46)$$

avec $(\mathbf{R}_e^{\text{int}}, \mathbf{R}_e^{\text{ext}})$ les matrices des efforts internes et externes et \mathbf{M}_e la matrice de masse définies à partir des composantes suivantes :

$$\begin{cases} \mathbf{R}_e^{\text{ext}} = \begin{pmatrix} \mathbf{f}_e^{\text{ext}} \\ \mathbf{m}_e^{\text{ext}} \end{pmatrix} \\ \mathbf{R}_e^{\text{int}} = \begin{pmatrix} \mathbf{f}_e^{\text{int}} \\ \mathbf{m}_e^{\text{int}} \end{pmatrix} \\ \mathbf{M}_e = \begin{pmatrix} \mathbf{M}_e^u & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{M}_e^\theta \end{pmatrix} \end{cases} \quad (5.47)$$

où $(\mathbf{f}_e^{\text{ext}}, \mathbf{m}_e^{\text{ext}}, \mathbf{f}_e^{\text{int}}, \mathbf{m}_e^{\text{int}})$ sont les composantes des forces et des moments internes et externes ainsi que les composantes de la matrice de masse $(\mathbf{M}_e^u, \mathbf{M}_e^\theta)$ explicitées ci-après.

$$\left\{ \begin{array}{l}
 f_e^{ext}{}_{k,q} = \int_{\partial\Omega_e} T_q(\mathbf{u}_h, \dot{\mathbf{u}}_h) N_k(x, y) dS_e + \int_{\Omega_e} f_{v_q} N_k(x, y) d\Omega_e \\
 m_e^{ext}{}_{k,q} = \int_{\partial\Omega_e} z T_q(\mathbf{u}_h, \dot{\mathbf{u}}_h) N_k(x, y) dS_e + \int_{\Omega_e} z f_{v_q} N_k(x, y) d\Omega_e \\
 f_e^{int}{}_{k,q} = \frac{1}{2} \int_{\Omega_e} \sigma_{ij}(\mathbf{u}_h, \dot{\mathbf{u}}_h) \left(\frac{\partial N_k}{\partial x_i}(x, y) \delta_{jq} + \frac{\partial N_k}{\partial x_j}(x, y) \delta_{iq} \right) d\Omega_e \\
 m_e^{int}{}_{k,q} = \frac{1}{2} \int_{\Omega_e} z \sigma_{ij}(\mathbf{u}_h, \dot{\mathbf{u}}_h) \left(\frac{\partial N_k}{\partial x_i}(x, y) \delta_{jq} + \frac{\partial N_k}{\partial x_j}(x, y) \delta_{iq} \right) d\Omega_e \\
 M_e^u{}_{k,m} = \int_{\Omega_e} \rho N_k(x, y) N_m(x, y) d\Omega_e \\
 M_e^\theta{}_{k,m} = \int_{\Omega_e} z^2 \rho N_k(x, y) N_m(x, y) d\Omega_e
 \end{array} \right. \quad (5.48)$$

où q, i, j sont les indices sur les composantes de la vitesse : $(q, i, j) \in \{1, 2, 3\}^3$ dans OPTRIS v6.1. k et m sont les indices sur les nœuds de l'élément : $(k, m) \in \{1, 2, 3\}^2$ si l'élément coque est triangulaire et $(k, m) \in \{1, 2, 3, 4\}^2$ si l'élément coque est quadrangulaire. δ_{ij} est le symbole de Kronecker défini par : $\delta_{ij} = 1$ si $i = j$, 0 sinon.

La résolution locale sur chaque élément donne lieu ensuite à une résolution globale après assemblage de l'ensemble des matrices locales. Il est à noter que le terme \mathbf{R}_e^{int} introduit les composantes du tenseur des contraintes de Cauchy calculées à partir des quantités $(\mathbf{u}_h, \dot{\mathbf{u}}_h)$ par l'intermédiaire de la loi de comportement élasto-plastique. La résolution de l'équation de compressibilité (5.23) est intégrée à celle de l'équation de comportement. De même, \mathbf{F}_e^{ext} dépend des composantes du vecteur des forces surfaciques \mathbf{T} appliquées sur la frontière $\partial\Omega_F \cup \partial\Omega_C$. \mathbf{T} dépend des conditions limites imposées en effort sur $\partial\Omega_F$ et/ou des conditions de contact et de la loi de frottement utilisées sur $\partial\Omega_C$. Toutes les relations mentionnées dans la formulation du problème mécanique au paragraphe 5.3.1.2 sont donc utilisées dans la résolution des équations d'équilibre. La discrétisation spatiale nous amène donc finalement à déterminer l'ensemble des valeurs nodales des déplacements et des rotations noté \mathbf{U} :

$$\mathbf{U} = \begin{pmatrix} \mathbf{u}^1, \dots, \mathbf{u}^{Nn} \\ \tilde{\boldsymbol{\theta}}^1, \dots, \tilde{\boldsymbol{\theta}}^{Nn} \end{pmatrix} \quad (5.49)$$

Nn est le nombre de nœuds du maillage. Le problème de résolution globale peut s'écrire simplement sous la forme suivante et revient à rechercher les solutions \mathbf{U} telles que :

$$\mathbf{R}^{ext}(\mathbf{U}, \dot{\mathbf{U}}) - \mathbf{R}^{int}(\mathbf{U}, \dot{\mathbf{U}}) = \mathbf{M} \cdot \ddot{\mathbf{U}} \quad (5.50)$$

où $(\mathbf{R}^{ext}, \mathbf{R}^{int}, \mathbf{M})$ sont les matrices globales résultant de l'assemblage des matrices locales $(\mathbf{R}_e^{ext}, \mathbf{R}_e^{int}, \mathbf{M}_e)$. \mathbf{M} peut être rendue diagonale par condensation des masses aux nœuds.

Pour résoudre entièrement le problème, il reste à traiter la discrétisation temporelle.

- **Remarques sur le calcul des termes $(\mathbf{f}_e^{\text{int}}, \mathbf{m}_e^{\text{int}})$:**

La méthode d'intégration de Gauss est utilisée pour le calcul volumique de ces intégrales. Pour réduire les temps de calcul, la technique d'intégration réduite consiste à n'utiliser qu'un seul point d'intégration de Gauss dans le plan de l'élément choisi au centre de celui-ci et repéré par les coordonnées (x_0, y_0) . Cependant, cinq points d'intégration sont utilisés dans l'épaisseur pour garantir une représentation de la flexion dans le calcul [12]. Les expressions de $(\mathbf{f}_e^{\text{int}}, \mathbf{m}_e^{\text{int}})$ sont respectivement :

$$\begin{cases} f_{e, k, q}^{\text{int}} = \frac{1}{2} \omega_p \sigma_{ij}(x_0, y_0, z_p) \left(\int_{P_e} \left(\frac{\partial N_k}{\partial x_i}(x, y) \delta_{jq} + \frac{\partial N_k}{\partial x_j}(x, y) \delta_{iq} \right) dx dy \right) \\ m_{e, k, q}^{\text{int}} = \frac{1}{2} \omega_p z_p \sigma_{ij}(x_0, y_0, z_p) \left(\int_{P_e} \left(\frac{\partial N_k}{\partial x_i}(x, y) \delta_{jq} + \frac{\partial N_k}{\partial x_j}(x, y) \delta_{iq} \right) dx dy \right) \end{cases} \quad (5.51)$$

où (x_0, y_0, z_p) représente la position de chaque point d'intégration dans l'épaisseur de la tôle, ω_p le poids de Gauss affecté à chaque point d'intégration avec $p \in \{1, 2, 3, 4, 5\}$.

La méthode de l'intégration réduite peut amener des instabilités numériques dans les modes de déformation des éléments : apparition du vrillage de l'élément ou encore des modes de déformation non physiques à énergie nulle, communément appelés Hourglass [20] (voir figure 5.8). Ils peuvent être contrôlés numériquement sans pour autant pénaliser les temps de calcul et affecter la précision des calculs [15], [20].

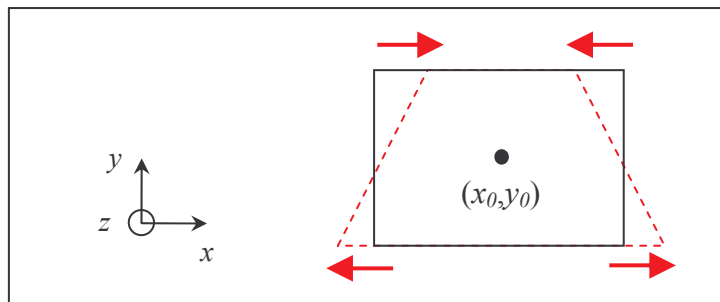


Fig. 5.8. Mode de déformation instable de l'élément utilisant une intégration réduite.

5.3.2.4. Intégration temporelle explicite

Le problème de mise en forme est résolu comme une succession d'équilibres. De surcroît, l'espace temps est discrétisé en plusieurs incréments et le problème revient à résoudre l'équilibre dynamique (5.50) à chaque incrément. Le schéma d'intégration explicite est celui de la méthode des différences finies centrées qui permet de calculer les vitesses et les accélérations à partir des déplacements. Ainsi, si $(\mathbf{U}_{n-1}, \mathbf{U}_n, \mathbf{U}_{n+1})$ désignent les solutions aux incréments (n-1), (n) et (n+1), les vitesses et les accélérations nodales s'écrivent selon les expressions (5.52).

$$\begin{cases} \dot{\mathbf{U}}_{n+1/2} = \frac{\mathbf{U}_{n+1} - \mathbf{U}_n}{\Delta t} \\ \ddot{\mathbf{U}}_n = \frac{\dot{\mathbf{U}}_{n+1/2} - \dot{\mathbf{U}}_{n-1/2}}{\Delta t} = \frac{\mathbf{U}_{n+1} - 2\mathbf{U}_n + \mathbf{U}_{n-1}}{\Delta t^2} \end{cases} \quad (5.52)$$

L'objectif est de déterminer le couple solution $(\mathbf{U}_{n+1}, \dot{\mathbf{U}}_{n+1/2})$ à partir des solutions $(\mathbf{U}_n, \dot{\mathbf{U}}_{n-1/2})$ calculées à l'incrément (n). La recherche des solutions à l'incrément (n+1) consiste à écrire :

$$\mathbf{R}_n^{\text{ext}} - \mathbf{R}_n^{\text{int}} = \mathbf{M} \cdot \ddot{\mathbf{U}}_n \quad (5.53)$$

$$\text{avec } \begin{cases} \mathbf{R}_n^{\text{ext}} = \mathbf{R}^{\text{ext}}(\mathbf{U}_n, \dot{\mathbf{U}}_{n-1/2}) \\ \mathbf{R}_n^{\text{int}} = \mathbf{R}^{\text{int}}(\mathbf{U}_n, \dot{\mathbf{U}}_{n-1/2}) \end{cases} \quad (5.54)$$

La solution \mathbf{U}_{n+1} est déduite à partir de l'expression (5.52) :

$$\mathbf{U}_{n+1} = 2\mathbf{U}_n - \mathbf{U}_{n-1} + \Delta t^2 \mathbf{M}^{-1} (\mathbf{R}_n^{\text{ext}} - \mathbf{R}_n^{\text{int}}) \quad (5.55)$$

On en déduit les vitesses nodales $\dot{\mathbf{U}}_{n+1/2}$ grâce à l'expression donnée (5.52) et le maillage est réactualisé à partir de sa configuration à l'incrément (n). Pour accélérer les calculs, on utilise souvent des vitesses d'outils supérieures à celles utilisées réellement. Mais pour que les effets d'inertie restent faibles, la vitesse des outils mobiles doit être inférieure à 5 m/s.

Par rapport à une méthode d'intégration implicite de type Newmark, l'avantage de la méthode d'intégration explicite par différences finies centrées est de résoudre rapidement les équations d'équilibre du fait de la diagonalisation de la matrice de masse \mathbf{M} . Néanmoins, la stabilité de cette méthode d'intégration est conditionnelle et dépend fortement du pas élémentaire du plus petit élément du maillage. Le critère de stabilité issu de la théorie de la propagation d'ondes élastiques dans un maillage impose un pas de temps vérifiant les inégalité suivantes :

$$\begin{cases} \Delta t < \frac{\min(TM)}{\sqrt{\frac{E}{\rho}}} & \text{si } \min(TM) \geq \sqrt{3} e \\ \Delta t < \frac{\min(TM)^2}{\sqrt{\frac{E}{\rho}} \sqrt{3} e} & \text{si } \min(TM) < \sqrt{3} e \text{ (cas général du sertissage)} \end{cases} \quad (5.56)$$

où TM est la taille des éléments, E le module d'Young, ρ la masse volumique et e l'épaisseur.

Nous verrons au chapitre 6 et 7 que la taille de maille minimale en simulation de sertissage doit être relativement faible par rapport à l'épaisseur de tôle. Dans ce cas, le pas de temps est donc souvent calculé selon la seconde inégalité. Le raffinement d'une zone peut alors fortement pénaliser les temps de calcul mais ce handicap peut être résolu par des techniques telles que le « mass scaling » [11].

L'objectif de cette méthode est d'augmenter artificiellement la masse des plus petits éléments pour éviter la chute du pas de temps tout en restant stable. Une analyse des résultats est nécessaire pour vérifier si cette technique ne dégrade pas trop les résultats par l'ajout de masse. Enfin, une telle intégration engendre à chaque incrément, une erreur sur les déplacements, mais celle-ci n'est que du second ordre en Δt et ne pénalise donc quasiment pas la précision de cette méthode.

5.3.2.5. Gestion du contact par la méthode des multiplicateurs de Lagrange

Dans le cadre de la gestion nodale du contact dans OPTRIS v6.1, un nœud est considéré comme une boule de diamètre égal à la moyenne des épaisseurs des éléments auxquels il appartient. On définit la pénétration de la tôle dans les outils lorsque la boule d'un nœud du maillage pénètre le volume d'un élément rigide d'outil. Cette gestion du contact est illustrée sur la figure 5.9.

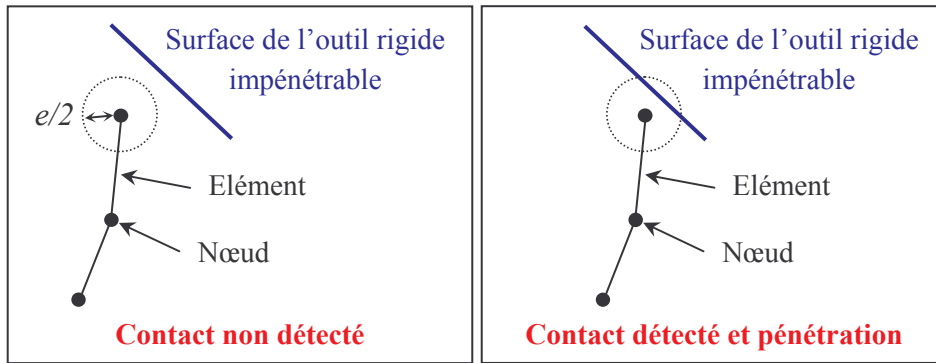


Fig. 5.9. Gestion du contact entre les éléments coques et un outil impénétrable.

Le critère de détection du contact avec les éléments coques étant précisé, il est nécessaire d'appliquer les conditions de Signorini données plus haut et définissant la non pénétration de la tôle dans l'outil. La méthode des multiplicateurs de Lagrange consiste à évaluer exactement la force normale de contact des nœuds noté $\lambda_l \mathbf{n}$ de façon à obtenir un contact sans pénétration sur $\partial\Omega_C$. Cette méthode consiste à rajouter une fonction inconnue supplémentaire au problème. L'intégration des conditions de Signorini dans la formulation faible (5.37) consiste à trouver $\mathbf{u} \in U$ et $\lambda_l > 0$ tels que $\forall \mathbf{u}^* \in U^0$ et $\forall \lambda_l^* \geq 0$:

$$\left\{ \begin{array}{l} - \int_{\Omega} \boldsymbol{\sigma}(\mathbf{u}, \dot{\mathbf{u}}) : \boldsymbol{\varepsilon}(\mathbf{u}^*) d\Omega + \int_{\Omega} \mathbf{f}_v \cdot \mathbf{u}^* d\Omega + \int_{\partial\Omega} \mathbf{T}(\mathbf{u}, \dot{\mathbf{u}}) \cdot \mathbf{u}^* dS - \int_{\partial\Omega_C} \lambda_l \mathbf{n} \cdot \mathbf{u}^* dS = \int_{\Omega} \rho \ddot{\mathbf{u}} \cdot \mathbf{u}^* d\Omega \\ \int_{\partial\Omega_C} \lambda_l^* (\dot{\mathbf{u}} - \dot{\mathbf{u}}_{\text{outil}}) \cdot \mathbf{n} dS = 0 \end{array} \right. \quad (5.57)$$

La résolution du problème est ensuite effectuée de la même manière que présentée précédemment (voir paragraphes 5.3.2.3 et 5.3.2.4) en considérant l'inconnue supplémentaire $\lambda_l > 0$.

De manière générale, les outils utilisés en mise en forme sont rigides. Cette méthode peut parfois poser problème lorsqu'un serre-flan rigide est utilisé pour retenir la tôle. En effet, si l'outil

n'est pas autorisé à se déformer légèrement, le serre-flan ne serait en contact qu'avec quelques nœuds du flan en raison de son indéformabilité. C'est pourquoi il est possible dans OPTRIS v6.1 de rendre l'outil légèrement déformable de façon à ce qu'il puisse se comprimer localement sous l'effet des forces de contact. C'est la méthode des multiplicateurs de Lagrange avec souplesse locale disponible dans OPTRIS v6.1 [11] et utilisée dans le cadre de cette étude. Il suffit d'introduire pour chaque outil un module d'Young (pris à celui d'un acier 210 GPa) et une hauteur maximale de déformation (fixée à 1 mm). Il a été vérifié que les valeurs prises par ces paramètres n'ont pas d'incidence sur les résultats des calculs (forces, enroulements) mais permettent d'assurer une meilleure stabilité du presseur sur la doublure en simulation de sertissage.

5.3.2.6. Procédure de maillage adaptatif

Le sertissage est un procédé en grande déformation impliquant une importante flexion des éléments initiaux. Il oblige aussi à utiliser des tailles de maille relativement petites afin de reproduire correctement la forte courbure de la tôle en fin de déformation. Une solution consiste à utiliser un maillage très fin dès le début et uniforme dans toute la pièce, au prix de temps de calculs élevés, en l'occurrence pour des pièces industrielles de grandes dimensions. L'intérêt du remaillage adaptatif est de raffiner les zones fortement contraintes au détriment d'autres régions moins déformées et de gagner un temps précieux pour une précision comparable voire meilleure. La procédure du maillage adaptatif consiste à diviser un élément père en quatre éléments fils en créant de nouveaux nœuds au centre de chaque arête de l'élément père (voir figure 5.10). Les nouveaux éléments héritent des contraintes et des déformations calculées dans les éléments pères. Cette technique permet de simplifier le transport des variables de l'ancien maillage au nouveau maillage puisque tous les nœuds de l'ancien maillage coïncident avec certains nœuds du nouveau maillage.

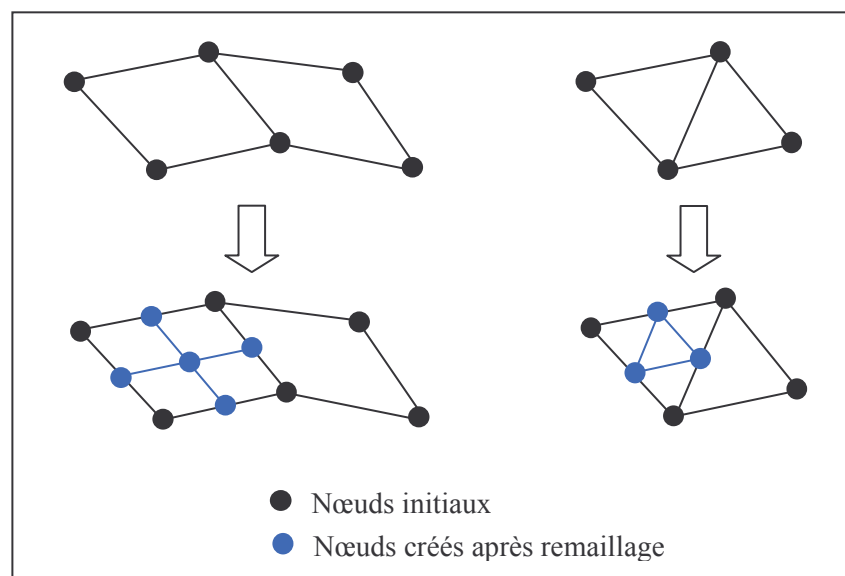


Fig. 5.10. Remailage adaptatif des éléments coques quadrangulaires et triangulaires.

Comme illustré sur la figure 5.11, on définit le niveau de raffinement d'un élément comme le nombre de division effectué à partir de l'élément initial.

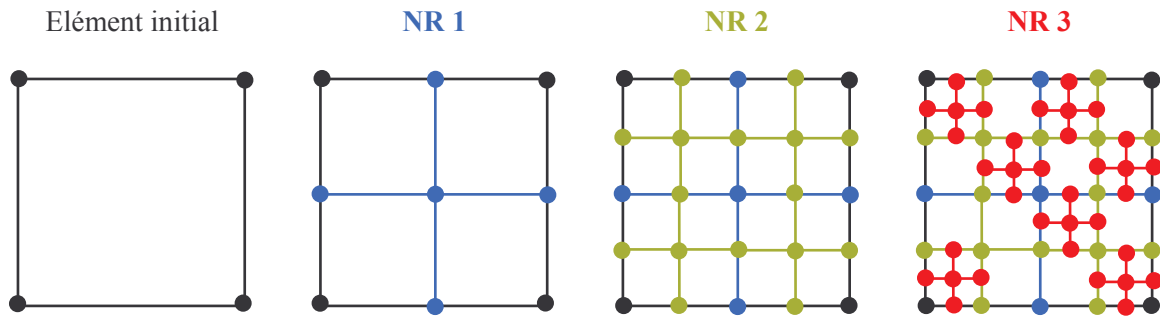


Fig. 5.11. Niveau de raffinement NR des éléments.

Deux critères de remaillage sont disponibles dans OPTRIS V6.1 : le critère d'angle et le critère géométrique (voir figure 5.12) utilisés simultanément dans nos simulations.

- Le critère d'angle est un critère dépendant de la courbure locale de la pièce. Il active le remaillage des éléments si l'angle θ entre les normales de deux éléments adjacents dépasse une valeur maximale donnée θ_{max} . Ce critère est particulièrement intéressant dans le cas du sertissage où l'on souhaite reproduire avec précision la forte courbure en fin de procédé. Ce critère est adopté dans nos simulations où l'on utilise une valeur θ_{max} de 10° .
- Le critère géométrique est un critère de déclenchement du remaillage non plus fonction de la géométrie de la pièce, mais plutôt de la géométrie de l'outillage. Le maillage de l'outillage est analysé afin de détecter les zones critiques correspondant à des zones de forte courbure. Au cours de la simulation, lorsque le maillage de la tôle s'approche d'une zone critique de l'outillage, le remaillage du flan est activé. Ce critère est aussi utilisé dans nos simulations.

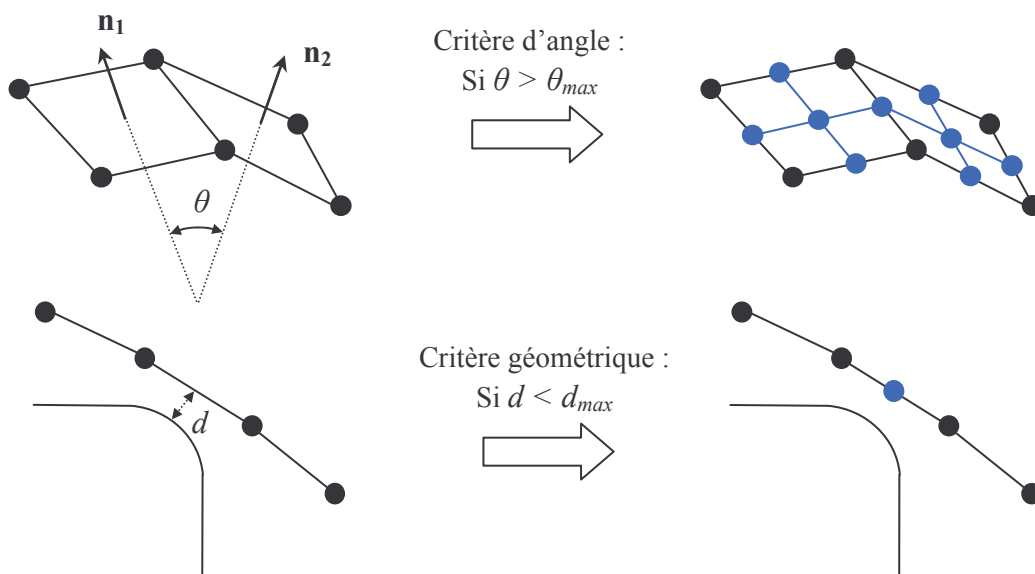


Fig. 5.12. Critère d'angle et critère géométrique de raffinement.

5.3.3. Formulation et résolution du problème dans FORGE2®/FORGE3®

5.3.3.1. Formulation faible à deux champs (vitesse/pression)

A la différence de OPTRIS v6.1, les logiciels FORGE2® et FORGE3® sont basés sur une formulation mixte en vitesse/pression du problème mécanique. La vitesse et la pression sont considérées comme deux variables totalement indépendantes. On néglige ici les forces volumiques \mathbf{f}_v et les effets d'inertie $\rho \gamma$ de sorte que l'équation d'équilibre devienne :

$$\mathbf{div}(\boldsymbol{\sigma}) = \mathbf{0} \quad (5.58)$$

La formulation faible du problème inclut l'équation d'équilibre (5.58) et l'équation de conservation de la masse (5.23). Elle est obtenue après multiplication de ces deux équations par des fonctions tests $(\mathbf{v}^*, p^*) \in V^0 \times P$ et après intégration spatiale sur Ω . Grâce au théorème de Green, le problème faible revient à trouver $(\mathbf{v}, p) \in V \times P$ tels que :

$$\begin{cases} \int_{\Omega} \mathbf{s}(\mathbf{v}) : \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}(\mathbf{v}^*) d\Omega - \int_{\Omega} p \operatorname{trace}(\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}(\mathbf{v}^*)) d\Omega - \int_{\partial\Omega} \mathbf{T} \cdot \mathbf{v}^* dS & = 0 \quad \forall \mathbf{v}^* \in V^0 \\ \int_{\Omega} p^* \left(\operatorname{trace}(\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}(\mathbf{v})) + \frac{\dot{p}}{\chi} \right) d\Omega & = 0 \quad \forall p^* \in P \end{cases} \quad (5.59)$$

où le vecteur $\mathbf{T} = \mathbf{t}_s + \mathbf{t}_c$ correspond aux efforts surfaciques appliqués sur $\partial\Omega_F \cup \partial\Omega_C$, P et V sont respectivement les espaces des pressions et des vitesses cinématiquement admissibles (respectant les conditions limites sur $\partial\Omega_V$ pour le champ de vitesse et sur $\partial\Omega_F \cup \partial\Omega_C$ pour le champ de pression). V^0 est l'espace des vitesses cinématiquement admissibles et nulles sur la frontière du domaine.

5.3.3.2. Discrétisation spatiale par éléments finis

Après discrétisation du domaine continu Ω en un ensemble fini noté Ω_h composé d'éléments Ω_e , la méthode des éléments finis définit des fonctions d'interpolation sur chaque élément afin d'approcher les inconnues du problème $(\mathbf{v}, p) \in V \times P$. Cette approximation conduit à résoudre la formulation faible dans les sous espaces de dimension finie $V_h \subset V$, $P_h \subset P$. Le problème faible discrétisé revient donc à rechercher les solutions de dimension finie $(\mathbf{v}_h, p_h) \in V_h \times P_h$ telles que :

$$\begin{cases} \int_{\Omega_h} \mathbf{s}(\mathbf{v}_h) : \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}(\mathbf{v}_h^*) d\Omega_h - \int_{\Omega_h} p_h \operatorname{trace}(\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}(\mathbf{v}_h^*)) d\Omega_h - \int_{\partial\Omega_h} \mathbf{T} \cdot \mathbf{v}_h^* dS_h & = 0 \quad \forall \mathbf{v}_h^* \in V_h^0 \\ \int_{\Omega_h} p_h^* \left(\operatorname{trace}(\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}(\mathbf{v}_h)) + \frac{\dot{p}_h}{\chi} \right) d\Omega_h & = 0 \quad \forall p_h^* \in P_h \end{cases} \quad (5.60)$$

P_h et V_h désignent respectivement les espaces finis des pressions et des vitesses cinématiquement admissibles et définies sur Ω_h . $V_h^0 \subset V^0$ est l'espace fini des vitesses cinématiquement admissibles et nulles sur la frontière de Ω_h .

Le problème inhérent à la formulation mixte est le choix du degré des fonctions d'interpolation des deux variables \mathbf{v}_h et p_h sur chaque élément. En effet, l'interpolation de la pression ne peut pas être choisie indépendamment de l'interpolation de la vitesse au risque d'obtenir un nombre d'équations différent du nombre d'inconnues à résoudre. Si par exemple, le degré d'interpolation de la pression est plus élevé que celui de la vitesse, les contraintes imposées au champ de vitesse par les équations d'équilibre et de conservation de la masse (5.60) sont trop importantes et peuvent conduire à un champ solution totalement faux. L'existence et l'unicité des solutions (\mathbf{v}_h, p_h) sont vérifiées grâce au critère de compatibilité de Brezzi-Babuska imposant alors des degrés d'interpolation pour les deux variables \mathbf{v}_h et p_h . Ces conditions, détaillées dans le livre de Brezzi et Fortin [21] ont conduit au choix du mini-élément compatible P1+/P1 dans lequel la pression et la vitesse sont interpolées linéairement. Cet élément présente un bon compromis entre le coût de calcul et la précision des résultats [9] par rapport à des éléments compatibles où le degré d'interpolation est supérieur à 1, tel que l'élément P2/P1 (vitesse d'ordre 2 et pression linéaire). L'élément P1+/P1 utilisé dans les simulations est tétraédrique dans FORGE3[®] et triangulaire dans FORGE2[®]. Ces éléments sont schématisés sur la figure 5.13.

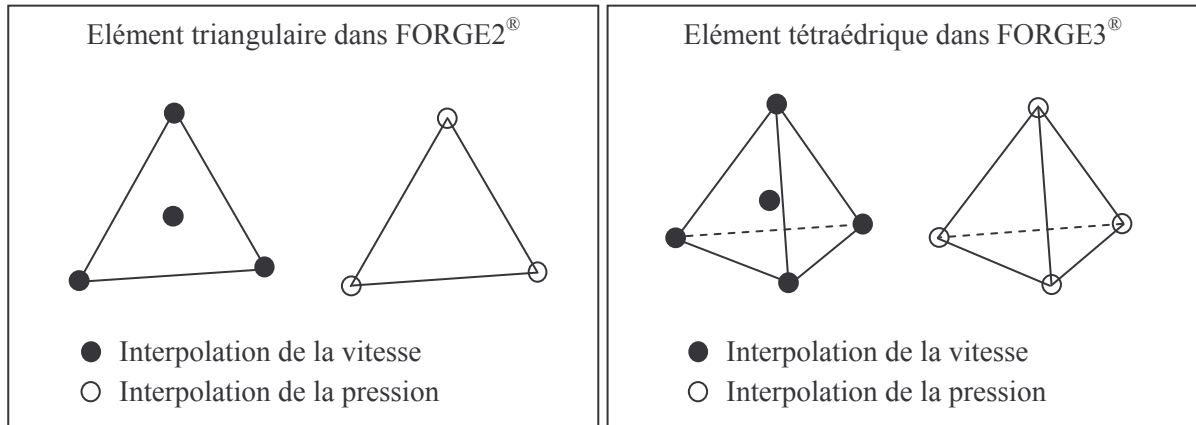


Fig. 5.13. Mini-élément P1+/P1 dans FORGE2[®] et dans FORGE3[®].

La pression est continue et linéaire, interpolée par un polynôme de degré 1 à partir des valeurs aux nœuds de l'élément. Afin d'assurer la compatibilité de l'élément, le champ de vitesse est enrichi par un degré de liberté supplémentaire appelé aussi partie bulle. Le champ de vitesse solution du problème discret se décompose alors en une partie linéaire $\mathbf{v}_1(\mathbf{x})$ et une partie bulle $\mathbf{b}(\mathbf{x})$:

$$\mathbf{v}_h(\mathbf{x}) = \mathbf{v}_1(\mathbf{x}) + \mathbf{b}(\mathbf{x}) \quad (5.61)$$

De même que le champ de pression, la composante linéaire est interpolée par un polynôme de degré 1 sur les nœuds de l'élément. La composante bulle est interpolée quant à elle au centre de l'élément par une fonction affine par morceau s'annulant sur la frontière de l'élément [22]. Ainsi, pour tous points de position \mathbf{x} du domaine Ω_h appartenant à un élément Ω_e :

$$\begin{cases} \mathbf{v}_h(\mathbf{x}) = N_k(\mathbf{x}) \mathbf{v}^k + N_b(\mathbf{x}) \mathbf{b} \\ p_h(\mathbf{x}) = N_k(\mathbf{x}) p^k \end{cases} \quad (5.62)$$

k est l'indice sur les nœuds de l'élément : $k \in \{1,2,3\}$ dans FORGE2[®] et $k \in \{1,2,3,4\}$ dans FORGE3[®]. Le couple (\mathbf{v}^k, p^k) représente les valeurs nodales du champ de vitesse et de pression au nœud k de l'élément, \mathbf{b} la valeur de la composante bulle au centre de l'élément. N_k sont les fonctions d'interpolation linéaire (polynômes de degré 1) prenant la valeur 1 au nœud k et 0 sur tous les autres nœuds de l'élément.

Les équations (5.62) précisent la forme des solutions recherchées. En appliquant cette décomposition du champ de vitesse à la formulation faible discrète (5.60) et après plusieurs simplifications utilisant les propriétés du champ bulle \mathbf{b} détaillées par Aliaga [23], le problème revient à trouver $(\mathbf{v}_1, \mathbf{b}, p_h) \in V_l \times B_h \times P_h$ tels que :

$$\left\{ \begin{array}{l} \int_{\Omega_h} \mathbf{s}(\mathbf{v}_1) : \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}(\mathbf{v}_1^*) d\Omega_h - \int_{\Omega_h} p_h \text{trace}(\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}(\mathbf{v}_1^*)) d\Omega_h - \int_{\partial\Omega_h} \mathbf{T} \cdot \mathbf{v}_1^* dS_h = 0 \quad \forall \mathbf{v}_1^* \in V_l \\ \int_{\Omega_h} \mathbf{s}(\mathbf{b}) : \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}(\mathbf{b}^*) d\Omega_h - \int_{\Omega_h} p_h \text{trace}(\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}(\mathbf{b}^*)) d\Omega_h - \int_{\partial\Omega_h} \mathbf{T} \cdot \mathbf{b}^* dS_h = 0 \quad \forall \mathbf{b}^* \in B_h \\ \int_{\Omega_h} p_h^* \left(\text{trace}(\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}(\mathbf{v}_1 + \mathbf{b})) + \frac{\dot{p}_h}{\chi} \right) d\Omega_h = 0 \quad \forall p_h^* \in P_h \end{array} \right. \quad (5.63)$$

où V_l et P_h sont les espaces respectifs des composantes linéaires du champ de vitesse et des pressions définies sur Ω_h , cinématiquement admissibles et linéaires sur les éléments Ω_e . B_h est l'espace des fonctions « bulle » affines par morceaux et s'annulant sur la frontière de tous les éléments.

En considérant comme fonctions tests toutes les fonctions d'interpolation de chaque élément, le problème (5.63) est résolu localement sur chaque élément Ω_e et s'écrit plus synthétiquement :

$$\left\{ \begin{array}{l} \mathbf{R}_e^{\mathbf{v}\mathbf{v}}(\mathbf{s}(\mathbf{v}_1), \mathbf{T}(\mathbf{v}_1)) + 0 + \mathbf{R}_e^{\mathbf{v}p}(p_h) = 0 \\ 0 + \mathbf{R}_e^{\mathbf{b}\mathbf{b}}(\mathbf{s}(\mathbf{b})) + \mathbf{R}_e^{\mathbf{b}p}(p_h) = 0 \\ \mathbf{R}_e^{\mathbf{p}\mathbf{v}}(\mathbf{v}_1) + \mathbf{R}_e^{\mathbf{p}\mathbf{b}}(\mathbf{b}) + \mathbf{R}_e^{\mathbf{p}\mathbf{p}}(\dot{p}_h) = 0 \end{array} \right. \quad (5.64)$$

où $(\mathbf{R}_e^{\mathbf{v}\mathbf{v}}, \mathbf{R}_e^{\mathbf{v}p}, \mathbf{R}_e^{\mathbf{b}\mathbf{b}}, \mathbf{R}_e^{\mathbf{b}p}, \mathbf{R}_e^{\mathbf{p}\mathbf{v}}, \mathbf{R}_e^{\mathbf{p}\mathbf{b}}, \mathbf{R}_e^{\mathbf{p}\mathbf{p}})$ sont des matrices explicitées ci-après par les relations (5.65).

Cette résolution locale sur chaque élément donne lieu ensuite à une résolution globale après assemblage de l'ensemble des matrices locales. Il est à noter que le terme $\mathbf{R}_e^{\mathbf{v}\mathbf{v}}$ introduit une non linéarité dans le système à résoudre par la présence du tenseur déviateur des contraintes \mathbf{s} . Ce dernier est effectivement relié au champ de vitesse par la loi de comportement non linéaire. L'intégration de cette dernière fait l'objet du paragraphe 5.3.4.

$$\left\{ \begin{array}{l}
 R_e^{vv}{}_{k,q} = \frac{1}{2} \int_{\Omega_e} s_{ij}(\mathbf{v}_1) \left(\frac{\partial N_k}{\partial x_i}(\mathbf{x}) \delta_{jq} + \frac{\partial N_k}{\partial x_j}(\mathbf{x}) \delta_{iq} \right) d\Omega_e - \int_{\partial\Omega_e} T_q(\mathbf{v}_1) N_k(\mathbf{x}) dS_e \\
 R_e^{vp}{}_{k,q} = - \int_{\Omega_e} p^m N_m(\mathbf{x}) \frac{\partial N_k}{\partial x_q}(\mathbf{x}) d\Omega_e \\
 R_e^{bb}{}_{q} = \frac{1}{2} \int_{\Omega_e} s_{ij}(\mathbf{b}) \left(\frac{\partial N_b}{\partial x_i}(\mathbf{x}) \delta_{jq} + \frac{\partial N_b}{\partial x_j}(\mathbf{x}) \delta_{iq} \right) d\Omega_e - \int_{\partial\Omega_e} T_q(\mathbf{v}_1) N_b(\mathbf{x}) dS_e \\
 R_e^{bp}{}_{q} = - \int_{\Omega_e} p^m N_m(\mathbf{x}) \frac{\partial N_b}{\partial x_q}(\mathbf{x}) d\Omega_e \\
 R_e^{pv}{}_{q} = - \int_{\Omega_e} N_q(\mathbf{x}) \frac{\partial N_k}{\partial x_j}(\mathbf{x}) v_j^k d\Omega_e \\
 R_e^{pb}{}_{q} = - \int_{\Omega_e} N_q(\mathbf{x}) \frac{\partial N_b}{\partial x_j}(\mathbf{x}) b_j d\Omega_e \\
 R_e^{pp}{}_{q} = - \int_{\Omega_e} N_q(\mathbf{x}) N_m(\mathbf{x}) \frac{\dot{p}^m}{\chi} d\Omega_e
 \end{array} \right. \quad (5.65)$$

où q, i, j sont les indices sur les composantes de la vitesse : $(q, i, j) \in \{1, 2\}^3$ dans FORGE2[®] et $(q, i, j) \in \{1, 2, 3\}^3$ dans FORGE3[®]. k et m sont les indices sur les nœuds de l'élément : $(k, m) \in \{1, 2, 3\}^2$ dans FORGE2[®] et $(k, m) \in \{1, 2, 3, 4\}^2$ dans FORGE3[®]. δ_{ij} est le symbole de Kronecker : $\delta_{ij} = 1$ si $i = j$, 0 sinon. (v_j^k, b_j) désignent les composantes des valeurs nodales $(\mathbf{v}^k, \mathbf{b})$ suivant j .

La formulation faible du problème discrétisé (5.64) constitue la base de la résolution par éléments finis dans FORGE2[®] et FORGE3[®]. La discrétisation spatiale nous amène à définir les fonctions d'interpolation et le type d'élément utilisé de sorte que le problème revienne à déterminer :

- les valeurs nodales des champs de vitesse et de pression $\mathbf{V} = (\mathbf{v}^1, \dots, \mathbf{v}^{Nn})$, $\mathbf{P} = (p^1, \dots, p^{Nn})$ (Nn étant le nombre de nœuds du maillage),
- les valeurs du champ « bulle » au centre de chaque élément du maillage $\mathbf{B} = (\mathbf{b}^1, \dots, \mathbf{b}^{Ne})$, Ne étant le nombre d'élément.

Le problème de résolution globale consistant à rechercher les solutions $(\mathbf{V}, \mathbf{B}, \mathbf{P})$ peut s'écrire simplement sous la forme suivante :

$$\mathbf{R}(\mathbf{V}, \mathbf{B}, \mathbf{P}) = \mathbf{0} \quad (5.66)$$

où \mathbf{R} est une fonction matricielle résultant de l'assemblage des matrices locales $(\mathbf{R}_e^{vv}, \mathbf{R}_e^{vp}, \mathbf{R}_e^{bb}, \mathbf{R}_e^{bp}, \mathbf{R}_e^{pv}, \mathbf{R}_e^{pb}, \mathbf{R}_e^{pp})$. Elle est encore appelée le résidu.

Pour résoudre entièrement le problème, il reste à traiter la discrétisation temporelle.

5.3.3.3. Discrétisation temporelle et résolution du problème

De la même façon que dans OPTRIS v6.1, on suppose le problème comme une succession d'équilibres. Pour cela, l'espace temps est discrétisé en plusieurs incréments et le problème revient à résoudre l'équilibre à chaque incrément. On suppose déterminés les champs de vitesse et de pression assurant l'équilibre à l'incrément (n). On suppose connues $(\mathbf{V}_n, \mathbf{B}_n, \mathbf{P}_n)$ désignant les vitesses et les pressions nodales ainsi que les valeurs de la bulle prises sur chaque élément à l'incrément (n). Le problème est de déterminer ces quantités satisfaisant l'équilibre à l'incrément (n+1) et définis de façon incrémentale par :

$$\begin{cases} \mathbf{V}_{n+1} = \mathbf{V}_n + \delta\mathbf{V} \\ \mathbf{B}_{n+1} = \mathbf{B}_n + \delta\mathbf{B} \\ \mathbf{P}_{n+1} = \mathbf{P}_n + \delta\mathbf{P} \end{cases} \quad (5.67)$$

où $(\delta\mathbf{V}, \delta\mathbf{B}, \delta\mathbf{P})$ sont les incréments recherchés.

Le système (5.67) étant non linéaire, il est résolu itérativement par l'algorithme de Newton-Raphson. Ce dernier consiste à linéariser (5.67) au premier ordre en écrivant :

$$\mathbf{R}_{n+1} = \mathbf{R}_n + \frac{\partial\mathbf{R}_n}{\partial\mathbf{V}} \delta\mathbf{V} + \frac{\partial\mathbf{R}_n}{\partial\mathbf{B}} \delta\mathbf{B} + \frac{\partial\mathbf{R}_n}{\partial\mathbf{P}} \delta\mathbf{P} = \mathbf{0} \quad (5.68)$$

où $\mathbf{R}_n = \mathbf{R}(\mathbf{V}_n, \mathbf{B}_n, \mathbf{P}_n)$, $\mathbf{R}_{n+1} = \mathbf{R}(\mathbf{V}_{n+1}, \mathbf{B}_{n+1}, \mathbf{P}_{n+1})$.

Le système (5.68) peut aussi s'écrire simplement :

$$\mathbf{K}_n \begin{pmatrix} \delta\mathbf{V} \\ \delta\mathbf{B} \\ \delta\mathbf{P} \end{pmatrix} = -\mathbf{R}_n \quad (5.69)$$

où $\mathbf{K}_n = \begin{bmatrix} \frac{\partial\mathbf{R}_n}{\partial\mathbf{V}} & \frac{\partial\mathbf{R}_n}{\partial\mathbf{B}} & \frac{\partial\mathbf{R}_n}{\partial\mathbf{P}} \end{bmatrix}$ est appelée matrice de raideur ou matrice Hessienne.

Par inversion de cette matrice, on trouve une solution candidate $(\mathbf{V}_{n+1}, \mathbf{B}_{n+1}, \mathbf{P}_{n+1})$ d'après la relation (5.67). On réitère le processus en réactualisant le système, c'est-à-dire en considérant $(\mathbf{V}_n = \mathbf{V}_{n+1}, \mathbf{B}_n = \mathbf{B}_{n+1}, \mathbf{P}_n = \mathbf{P}_{n+1})$. Ce processus se poursuit jusqu'à convergence de l'algorithme, c'est-à-dire jusqu'à ce que $\|\mathbf{R}_{n+1} - \mathbf{R}_n\| < \textit{tolérance}$. Cette tolérance est une valeur fixée soit par défaut, soit par l'utilisateur.

La figure 5.14 résume le schéma de résolution incrémental par l'algorithme de Newton-Raphson.

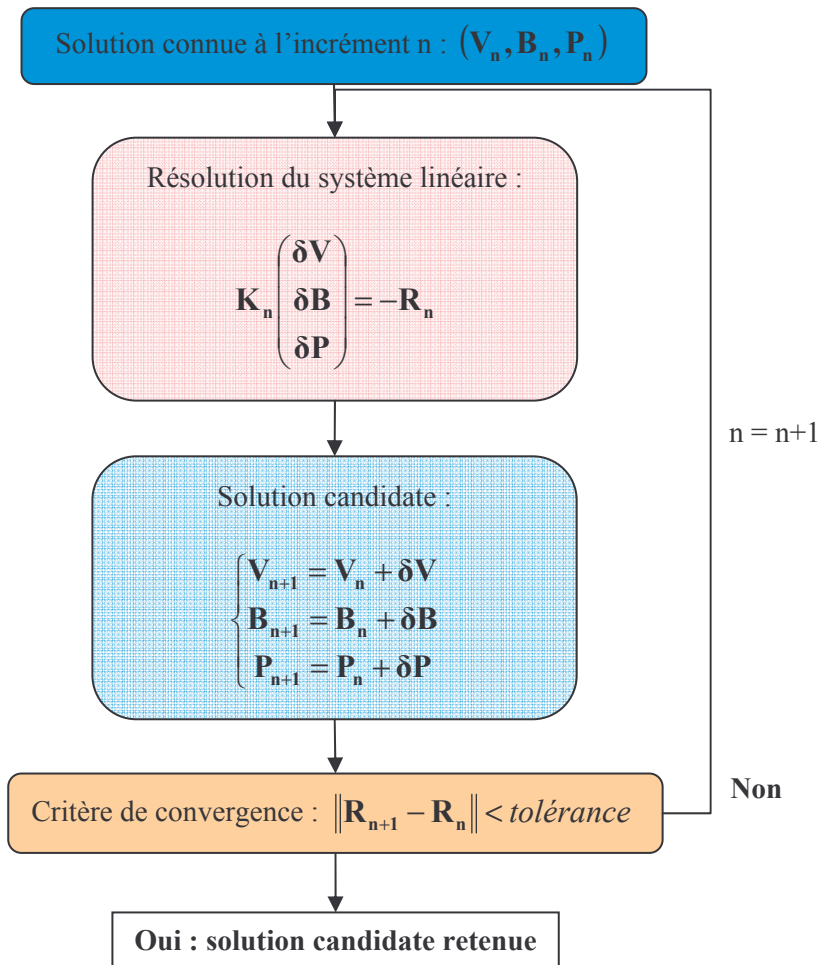


Fig. 5.14. Schéma de résolution implicite incrémentale par l'algorithme de Newton-Raphson.

Enfin, il faut remarquer qu'à chaque itération de l'algorithme de Newton-Raphson, il est nécessaire d'inverser la matrice Hessienne non forcément diagonale, ce qui peut impliquer des temps de calculs par incrément relativement élevés. Par ailleurs, le calcul de l'inverse de la matrice Hessienne fait intervenir les termes de dérivation tels que le module tangent linéaire \mathbf{C}^l et le module tangent bulle \mathbf{C}^b :

$$\begin{cases} \mathbf{C}^l = \frac{\partial \dot{\mathbf{s}}(\mathbf{v}^l)}{\partial \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}(\mathbf{v}^l)} \\ \mathbf{C}^b = \frac{\partial \dot{\mathbf{s}}(\mathbf{b})}{\partial \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}(\mathbf{b})} \end{cases} \quad (5.70)$$

Ces termes sont à déterminer à chaque incrément de l'algorithme de Newton-Raphson à travers l'intégration de la loi de comportement (voir paragraphe 5.3.4). Une fois le champ de vitesse déterminé, le maillage est réactualisé selon le schéma d'intégration explicite suivant, exprimé en chaque nœud du maillage :

$$\mathbf{x}_{n+1} = \mathbf{x}_n + \Delta t \mathbf{v}_{n+1} \quad (5.71)$$

5.3.3.4. Gestion du contact par la méthode de pénalisation

Le contact est détecté lorsqu'un nœud pénètre dans l'outil. La méthode des multiplicateurs de Lagrange vue dans OPTRIS v6.1 n'est pas utilisée dans FORGE2®/FORGE3® afin d'éviter le rajout d'inconnues supplémentaires au problème. On utilise plutôt la méthode de pénalisation consistant à pénaliser la distance entre le nœud et l'outil afin de le ramener à la surface de l'outil. Cette technique revient à imposer sur la zone de contact $\partial\Omega_C$ une contrainte normale de la forme :

$$\sigma_n(\mathbf{x}) = -\rho_c d^+(\mathbf{x}) \mathbf{n} \quad (5.72)$$

$\mathbf{x} \in \partial\Omega_C$, $\rho_c > 0$ est un coefficient de pénalisation et d^+ représente la distance du nœud considéré au point le plus près de la surface de l'outil. Elle est nulle lorsque le nœud est à l'extérieur de l'outil. Elle est positive lorsque le nœud est situé à l'intérieur et représente la distance de pénétration (voir figure 5.15).

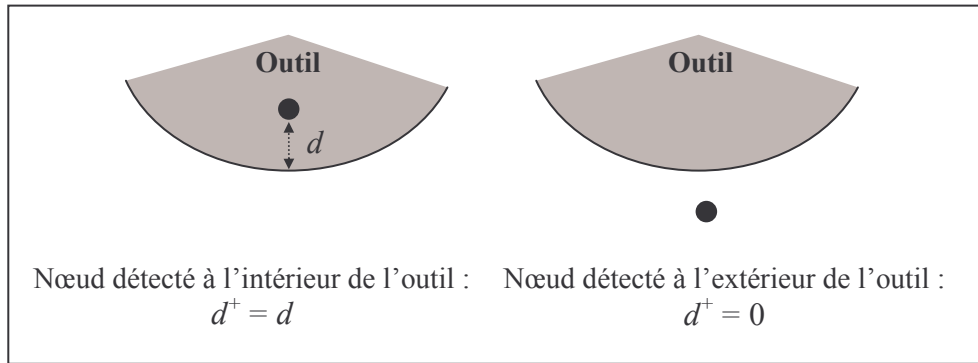


Fig. 5.15. Définition de la fonction d^+ .

Avec ces considérations, le problème faible revient à rechercher $(\mathbf{v}, p) \in V \times P$ tels que $\forall (\mathbf{v}^*, p^*) \in V^0 \times P$:

$$\begin{cases} \int_{\Omega} \mathbf{s}(\mathbf{v}) : \dot{\boldsymbol{\epsilon}}(\mathbf{v}^*) d\Omega - \int_{\Omega} p \text{trace}(\dot{\boldsymbol{\epsilon}}(\mathbf{v}^*)) d\Omega - \int_{\partial\Omega} \mathbf{T} \cdot \mathbf{v}^* dS + \rho_c \int_{\partial\Omega_C} d^+(\mathbf{x}) \mathbf{n} \cdot \mathbf{v}^* dS = 0 \\ \int_{\Omega} p^* \left(\text{trace}(\dot{\boldsymbol{\epsilon}}(\mathbf{v})) + \frac{\dot{p}}{\chi} \right) d\Omega = 0 \end{cases} \quad (5.73)$$

Le coefficient de pénalité choisi doit être suffisamment élevé pour approcher la condition de non pénétration du nœud dans l'outil. Néanmoins, des valeurs trop grandes de ρ_c peuvent entraîner un mauvais conditionnement des systèmes linéaires à résoudre. Cette méthode n'est pas une méthode exacte car elle autorise une légère pénétration des nœuds dans les outils. Une distance maximale de pénétration autorisée d_{pen} est donc imposée en pratique. La pénalisation est appliquée au nœud lorsque sa pénétration d dépasse d_{pen} . Ce paramètre est fixé par défaut à 1/100 de la taille de l'élément en contact.

5.3.3.5. Critères de remaillage automatique

Le sertissage est un procédé en grandes déformations qui dégrade la qualité du maillage. C'est pourquoi on utilise le remaillage automatique de FORGE2[®]/FORGE3[®]. Un nouveau maillage peut être alors généré de la même façon que celui d'origine dès qu'un des critères suivants est atteint :

- **Le critère de qualité** défini dans le cas d'éléments triangulaires 2D comme le rapport entre la surface du triangle S_e et le carré de son périmètre P_e :

$$0 < Q_e = 12\sqrt{3} \frac{S_e}{P_e^2} < 1 \quad (5.74)$$

Q_e est maximal et égal à 1 quand le triangle est équilatéral et présente la meilleure qualité. Q_e tend vers 0 lorsque l'élément devient dégénéré. Une valeur minimale du critère en dessous de laquelle le remaillage se déclenche est utilisée par défaut.

- **Le critère de l'accroissement de la déformation** activé dès que l'incrément de déformation plastique calculé dépasse une valeur critique par défaut au delà de laquelle le remaillage se déclenche.
- **Le critère de proximité de zone critique de l'outillage**, similaire au critère géométrique décrit dans OPTRIS v6.1.

Nos simulations de sertissage dans FORGE2[®] utilisent simultanément tous ces critères de déclenchement du remaillage. Dès lors qu'un remaillage automatique est demandé par l'utilisateur dans le fichier de données, le remaillage se déclenche dès que l'un de ces critères est activé. L'utilisateur doit également préciser la valeur moyenne de la taille de maille désirée pour le remaillage. On définit la taille d'un élément triangulaire 2D notée TM à partir de sa surface S_e :

$$TM = 2\sqrt{\frac{S_e}{\sqrt{3}}} \quad (5.75)$$

Cette expression donne la longueur du côté de l'élément pour un triangle équilatéral.

D'autres critères de remaillage existent tels la fréquence de remaillage imposée par l'utilisateur dans FORGE3[®]. On a aussi la possibilité d'imposer une valeur critique de l'accroissement du déplacement ou de la déformation (au cours d'un incrément) au-delà de laquelle on souhaite que le remaillage se déclenche. Nous verrons dans le chapitre 6 que le critère de remaillage adopté et la maîtrise de la taille de maille revêtent une importance particulière quand on traite de l'endommagement local.

5.3.4. Intégration de la loi de comportement élasto-plastique

5.3.4.1. Etat de l'art des modèles rhéologiques disponibles dans les codes

OPTRIS v6.1 dispose du modèle d'écrouissage isotrope élasto-plastique pour lequel les courbes d'écrouissage peuvent être définies soit point par point, soit sous la forme de la loi d'Hollomon. On peut aussi tenir compte de la sensibilité à la vitesse de déformation plastique en couplant à la loi d'Hollomon la loi de Johnson-Cook déjà définie dans le tableau 2.4 du chapitre 2. Le modèle d'écrouissage combiné élasto-plastique de Lemaître Chaboche est aussi disponible et est utilisé en simulation de sertissage. Il existe par ailleurs trois critères de plasticité : le critère classique de von Mises, le critère anisotrope quadratique de Hill48 qui est celui adopté dans la mise en forme des tôles et le critère non quadratique de Barlat91 décrit dans [24].

FORGE2[®] et FORGE3[®] disposent de lois élasto-plastiques variées. Il a été possible de coder en tant que lois utilisateurs la loi intermédiaire (2.10) définie au chapitre 2 et la loi de Voce définies pour les alliages d'aluminium. Il existe également des lois élasto-viscoplastiques introduisant la sensibilité à la vitesse par l'intermédiaire d'un exposant m (voir tableau 2.4) ou des lois dépendantes de la température [25] et utilisées par exemple pour la simulation de procédés de trempes [23]. Par ailleurs, le modèle d'écrouissage combiné de Hughes a été implémenté par Aliaga [23] mais seul le critère de plasticité de von Mises est disponible. Il existe néanmoins une version anisotrope de FORGE3[®] développée par Knockaert [26] et incluant le critère quadratique de Hill48. Le modèle d'écrouissage combiné de Lemaître Chaboche n'est disponible que dans la version axisymétrique de FORGE2[®] et a été implémenté dans le cadre d'une étude réalisée par Kerouani [27]. Pour étudier l'apport de ce modèle en simulation de sertissage, nous l'avons implémenté dans la version 2D de FORGE2[®] en déformations planes. Cette implémentation est décrite au prochain paragraphe dans lequel un rappel des équations du modèle est exposé ainsi que son algorithme d'intégration dans la résolution par éléments finis. La formulation et la résolution des équations de comportement dans le cas d'un écrouissage isotrope standard sont disponibles dans [9], [13], [25]. L'intégration numérique des équations de la loi d'écrouissage combiné de Hughes est détaillée par Simo [28]

5.3.4.2. Formulation continue de l'écrouissage mixte de Lemaître Chaboche

Les équations de la loi de comportement ont déjà été présentées au chapitre 3 et sont rappelées ici en vue de les intégrer à la résolution des équations d'équilibre. On se place dans le cadre de l'écrouissage combiné de Lemaître Chaboche pour un matériau de von Mises. On rappelle la décomposition du tenseur des vitesses de déformation en une partie élastique réversible et une partie plastique incompressible :

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}} = \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^e + \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^p \quad (5.76)$$

En raison de l'incompressibilité de la déformation plastique, il est commode de décomposer les tenseurs de vitesses de déformation en une partie sphérique et une partie déviatorique.

$$\begin{cases} \dot{\boldsymbol{\varepsilon}} = \dot{\boldsymbol{\varepsilon}} + \frac{1}{3} \text{trace}(\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}) \mathbf{I} \\ \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^e = \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^e + \frac{1}{3} \text{trace}(\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^e) \mathbf{I} \\ \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^p = \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^p \end{cases} \quad (5.77)$$

où $\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}$ est le déviateur des vitesses de déformation pouvant lui-même se décomposer en une partie élastique et plastique :

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}} = \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^e + \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^p \quad (5.78)$$

La vitesse de déformation plastique équivalente cumulée s'exprime alors en fonction du déviateur des déformations plastiques :

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_p = \sqrt{\frac{2}{3} \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^p : \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^p} \quad (5.79)$$

On rappelle aussi la décomposition sphérique et déviatorique du tenseur des contraintes (5.80) ainsi que l'expression de la contrainte équivalente de von Mises (5.81) :

$$\begin{cases} \boldsymbol{\sigma} = \mathbf{s} - p \mathbf{I} \\ p = -\frac{1}{3} \text{trace}(\boldsymbol{\sigma}) \end{cases} \quad (5.80)$$

$$\bar{\sigma} = \sqrt{\frac{3}{2} (\mathbf{s} - \mathbf{X}) : (\mathbf{s} - \mathbf{X})} \quad (5.81)$$

où \mathbf{X} est le tenseur d'érouissage cinématique dont la trace est supposée nulle.

On pose μ le coefficient de Lamé (ou module de cisaillement élastique) défini par :

$$\mu = \frac{E}{2(1+\nu)} \quad (5.82)$$

Connaissant $\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}$, si la charge ou la décharge est élastique, $\dot{\lambda} = \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_p = 0 \Leftrightarrow \bar{\sigma} < \sigma_0$ et :

$$\begin{cases} \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^e = \dot{\boldsymbol{\varepsilon}} \\ \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^p = \mathbf{0} \\ \dot{p} = -\chi \text{trace}(\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}) \\ \dot{\mathbf{s}} = 2\mu \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^e \\ \dot{\mathbf{X}} = \mathbf{0} \end{cases} \quad (5.83)$$

Si la charge est élasto-plastique, $\dot{\lambda} = \dot{\bar{\epsilon}}_p > 0 \Leftrightarrow \bar{\sigma} = \sigma_0$ et :

$$\begin{cases} \dot{\mathbf{e}}^e = \dot{\mathbf{e}} - \dot{\mathbf{e}}^p \\ \dot{\mathbf{e}}^p = \frac{3\dot{\lambda}}{2\bar{\sigma}}(\mathbf{s} - \mathbf{X}) \\ \dot{p} = -\chi \text{trace}(\dot{\mathbf{e}}) \\ \dot{\mathbf{s}} = 2\mu \dot{\mathbf{e}}^e \\ \dot{\mathbf{X}} = \frac{2}{3}C_0 \dot{\mathbf{e}}^p - \gamma \dot{\lambda} \mathbf{X} \end{cases} \quad (5.84)$$

Le système d'équations (5.84) reste valable dans le cas où le chargement est élastique, en considérant $\dot{\lambda} = 0$. Les relations (5.84) permettent d'exprimer la loi de comportement élasto-plastique reliant $\dot{\mathbf{s}}$ et $\dot{\mathbf{e}}$ sous la forme différentielle suivante :

$$\dot{\mathbf{s}} = \mathbf{C} : \dot{\mathbf{e}} \quad (5.85)$$

\mathbf{C} est un tenseur d'ordre 4 appelé module tangent continu. Le détail des calculs est présenté dans l'article de Hartman et Haupt [29] pour l'écroutissage combiné de Lemaître Chaboche. On montre que :

$$\mathbf{C} = \frac{\partial \dot{\mathbf{s}}}{\partial \dot{\mathbf{e}}} = 2\mu \left[\left(\bar{\mathbf{I}} - \frac{1}{3} \mathbf{I} \otimes \mathbf{I} \right) - \tilde{\gamma} \mathbf{n} \otimes \mathbf{n} \right] \quad (5.86)$$

où $\bar{\mathbf{I}}$ est le tenseur identité d'ordre 4, $\bar{I}_{ijkl} = \frac{1}{2} [\delta_{ik} \delta_{jl} + \delta_{il} \delta_{jk}]$, \mathbf{I} le tenseur identité d'ordre 2. \mathbf{n} et $\tilde{\gamma}$ sont définis comme suit :

$$\begin{cases} \mathbf{n} = \frac{\mathbf{s} - \mathbf{X}}{\sqrt{(\mathbf{s} - \mathbf{X}) : (\mathbf{s} - \mathbf{X})}} \\ \tilde{\gamma} = \frac{1}{1 + \frac{1}{3\mu} \left(C_0 + \frac{d\sigma_0}{d\bar{\epsilon}_p} - \sqrt{\frac{3}{2}} \gamma \mathbf{n} : \mathbf{X} \right)} \end{cases} \quad (5.87)$$

On retrouve l'expression du module tangent continu pour une loi d'écroutissage isotrope [9], [28] en considérant $\gamma = 0$ et $C_0 = 0$ ($\mathbf{X} = \mathbf{0}$).

5.3.4.3. Résolution incrémentale dans FORGE2® en déformations planes

On remarque tout d'abord que l'équation de conservation de la masse faisant intervenir la pression hydrostatique dans les systèmes (5.83) et (5.84) est déjà intégrée à la résolution de l'équilibre mécanique (5.59) dans FORGE2®. On suppose connues les variables $(\lambda_n, \mathbf{s}_n, \mathbf{X}_n)$ satisfaisant

l'équilibre à l'incrément (n). Le problème est de déterminer ces variables à l'incrément (n+1), $(\lambda_{n+1}, \mathbf{s}_{n+1}, \mathbf{X}_{n+1})$. $\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_{n+1}$ est connue puisqu'elle est fournie par la résolution des équations d'équilibre (5.69) à chaque itération de Newton-Raphson (voir figure 5.14). On utilise un schéma d'intégration implicite de ces variables sous l'hypothèse de la déformation totale constante sur l'incrément. Gay [9] a montré que ce schéma est stable et offre un bon compromis entre convergence et temps de calcul :

$$\begin{cases} \lambda_{n+1} = \lambda_n + \Delta t \dot{\lambda}_{n+1} = \lambda_n + \Delta \lambda \\ \mathbf{s}_{n+1} = \mathbf{s}_n + \Delta t \dot{\mathbf{s}}_{n+1} \\ \mathbf{X}_{n+1} = \mathbf{X}_n + \Delta t \dot{\mathbf{X}}_{n+1} \end{cases} \quad (5.88)$$

$\Delta \lambda = \dot{\lambda}_{n+1} \Delta t = \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_p^{n+1} \Delta t = \bar{\boldsymbol{\varepsilon}}_p^{n+1} - \bar{\boldsymbol{\varepsilon}}_p^n$ est l'incrément de déformation plastique cumulée à déterminer.

En appliquant cette méthode d'intégration, le système (5.84) devient :

$$\begin{cases} \dot{\mathbf{e}}_{n+1}^c = \dot{\mathbf{e}}_{n+1} - \dot{\mathbf{e}}_{n+1}^p \\ \dot{\mathbf{e}}_{n+1}^p = \frac{3\dot{\lambda}_{n+1}}{2\bar{\sigma}_{n+1}} (\mathbf{s}_{n+1} - \mathbf{X}_{n+1}) \\ \mathbf{s}_{n+1} = \mathbf{s}_n + 2\mu \Delta t \left[\dot{\mathbf{e}}_{n+1} - \frac{3\dot{\lambda}_{n+1}}{2\bar{\sigma}_{n+1}} (\mathbf{s}_{n+1} - \mathbf{X}_{n+1}) \right] \\ \mathbf{X}_{n+1} = \mathbf{X}_n + \Delta t \left[\frac{2}{3} C_0 \dot{\mathbf{e}}_{n+1}^p - \gamma \dot{\lambda}_{n+1} \mathbf{X}_{n+1} \right] \end{cases} \quad (5.89)$$

La détermination des inconnues $(\dot{\mathbf{e}}_{n+1}^c, \dot{\mathbf{e}}_{n+1}^p)$ est immédiate si l'on connaît $(\Delta \lambda, \mathbf{s}_{n+1}, \mathbf{X}_{n+1})$. Le problème revient donc à déterminer ces trois variables en supposant que le critère de chargement plastique est satisfait :

$$\bar{\sigma}_{n+1} = \sigma_0(\bar{\boldsymbol{\varepsilon}}_p^{n+1}, \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_p^{n+1}) = \sigma_0^{n+1} \quad (5.90)$$

La loi d'écoulement élasto-plastique peut se généraliser à l'élasto-viscoplasticité en tenant compte de la vitesse de déformation plastique. En injectant cette expression de la contrainte équivalente dans le système (5.89), on obtient l'expression des nouveaux tenseurs \mathbf{s} et \mathbf{X} à partir de l'incrément plastique $\Delta \lambda$:

$$\begin{cases} \mathbf{s}_{n+1} = \mathbf{X}_{n+1} + \left[\frac{\mathbf{B}}{\gamma_1 + \frac{3\Delta \lambda}{2\sigma_0^{n+1}} \left(2\mu \gamma_1 + \frac{2}{3} C_0 \right)} \right] \\ \mathbf{X}_{n+1} = \frac{1}{\gamma_1} \mathbf{X}_n + \frac{C_0 \Delta \lambda}{\gamma_1 \sigma_0^{n+1}} \left[\frac{\mathbf{B}}{\gamma_1 + \frac{3\Delta \lambda}{2\sigma_0^{n+1}} \left(2\mu \gamma_1 + \frac{2}{3} C_0 \right)} \right] \end{cases} \quad (5.91)$$

γ_1 et \mathbf{B} sont définis par les relations suivantes :

$$\begin{cases} \gamma_1 = 1 + \gamma \Delta\lambda \\ \mathbf{B} = \gamma_1 \mathbf{s}_{n+1}^t - \mathbf{X}_n \end{cases} \quad (5.92)$$

en posant \mathbf{s}_{n+1}^t le prédicteur élastique défini par :

$$\mathbf{s}_{n+1}^t = \mathbf{s}_n + 2\mu \Delta t \dot{\mathbf{e}}_{n+1} \quad (5.93)$$

On force ensuite la condition de consistance plastique de manière à chercher la solution plastique qui satisfasse le critère de von Mises :

$$\bar{f}(\mathbf{s}_{n+1}, \mathbf{X}_{n+1}, \lambda_{n+1}) = \sqrt{\frac{3}{2} (\mathbf{s}_{n+1} - \mathbf{X}_{n+1}) : (\mathbf{s}_{n+1} - \mathbf{X}_{n+1})} - \sigma_0^{n+1} = 0 \quad (5.94)$$

En injectant dans (5.94) l'expression de $\mathbf{s}_{n+1} - \mathbf{X}_{n+1}$ tirée de (5.91), on obtient l'équation suivante à résoudre pour trouver la solution $\Delta\lambda \geq 0$ du problème élasto-plastique :

$$g(\Delta\lambda) = \sqrt{\frac{3}{2} \mathbf{B} : \mathbf{B} - \gamma_1 \sigma_0^{n+1}} - (C_0 + 3\mu \gamma_1) \Delta\lambda = 0 \quad (5.95)$$

Deux cas de figure sont alors à envisager :

- Si $g(\Delta\lambda = 0) = \bar{f}(\mathbf{s}_{n+1}^t, \mathbf{X}_n, \lambda_n) < 0$, alors l'hypothèse du chargement plastique n'est pas valable et la solution est élastique :

$$\begin{cases} \Delta\lambda = 0 \\ \mathbf{s}_{n+1} = \mathbf{s}_{n+1}^t \\ \mathbf{X}_{n+1} = \mathbf{X}_n \end{cases} \quad (5.96)$$

La description de cet incrément totalement élastique est illustrée sur la figure 5.16.

- Sinon, la fonction $g(\Delta\lambda)$ a les caractéristiques nécessaires pour assurer l'existence et l'unicité de la solution pour tout écrouissage positif [28], [30] et pour un pas de temps suffisamment faible. Un algorithme de Newton-Raphson détaillé dans [28] appelé aussi retour radial permet de calculer de proche en proche la solution $\Delta\lambda > 0$. Une fois cette solution déterminée, les quantités \mathbf{s}_{n+1} et \mathbf{X}_{n+1} sont calculées grâce aux relations (5.91) et $\dot{\mathbf{e}}_{n+1}^e$ et $\dot{\mathbf{e}}_{n+1}^p$ sont obtenues à partir de (5.89). La description de cet incrément élasto-plastique est décrite sur la figure 5.17.

Il est à noter qu'en raison de l'hypothèse de la déformation totale constante sur l'incrément, il est impossible d'observer la transition d'un état plastique vers un état élastique au cours de l'incrément de calcul [31]. On ne pourra observer par défaut que la transition d'un état initialement plastique en début d'incrément vers un état élastique.

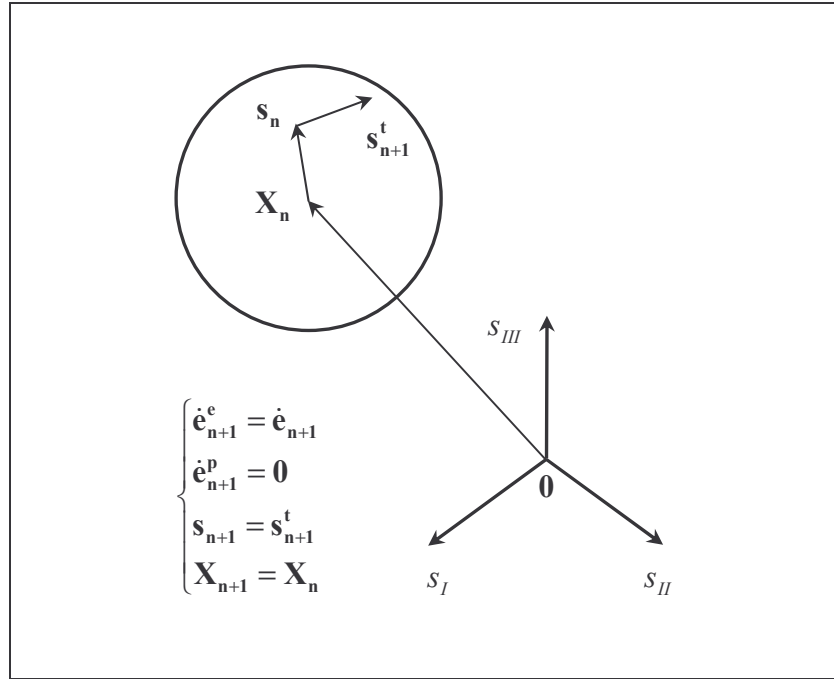


Fig. 5.16. Représentation d'un incrément totalement élastique dans l'espace des contraintes.

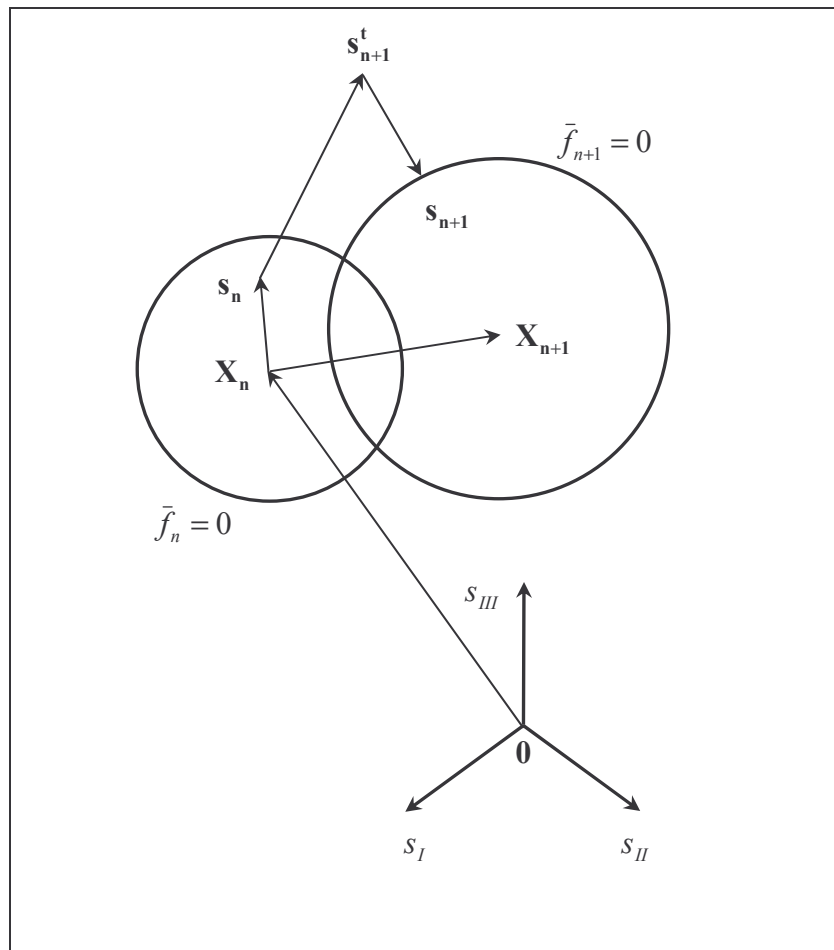


Fig. 5.17. Représentation d'un incrément élasto-plastique dans l'espace des contraintes.

Enfin, il est nécessaire de connaître l'expression du module tangent pour pouvoir résoudre le système global comprenant les équations d'équilibre et l'équation de comportement. Simo et Taylor [28] ainsi que Nagtegaal [32] ont montré l'importance de choisir un schéma d'intégration du module tangent cohérent avec celui utilisé pour l'intégration des équations de la loi de comportement (5.89). Ils montrent notamment que le schéma d'intégration implicite permet de converger deux fois plus rapidement qu'en utilisant le module tangent continu. Ils définissent ainsi le module tangent discret implicite cohérent par :

$$\mathbf{C}_{n+1}^d = \frac{\partial \dot{\mathbf{s}}_{n+1}}{\partial \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_{n+1}} \quad (5.97)$$

Après calculs [29], ce module tangent discret s'écrit pour l'écroutissage combiné de Lemaître Chaboche :

$$\mathbf{C}_{n+1}^d = 2\mu \left[\bar{\beta} \left(\bar{\mathbf{I}} - \frac{1}{3} \mathbf{I} \otimes \mathbf{I} \right) - \bar{\gamma} \mathbf{n}_{n+1} \otimes \mathbf{n}_{n+1} - \bar{\alpha} \mathbf{s}_{n+1}^t \otimes \mathbf{n}_{n+1} \right] \quad (5.98)$$

où

$$\left\{ \begin{array}{l} \mathbf{n}_{n+1} = \frac{\mathbf{B}}{\sqrt{\mathbf{B} : \mathbf{B}}} \\ \bar{\beta} = \frac{C_0 \Delta \lambda + \gamma_1 \sigma_0^{n+1}}{\sqrt{\frac{3}{2} \mathbf{B} : \mathbf{B}}} \\ \bar{\gamma} = \frac{2\mu \gamma_1}{\gamma_2 \sqrt{\mathbf{B} : \mathbf{B}}} \left[\sqrt{\mathbf{B} : \mathbf{B}} - \Delta \lambda \left(\gamma \mathbf{s}_{n+1}^t : \mathbf{n}_{n+1} + \sqrt{\frac{3}{2}} \gamma_2 \right) \right] \\ \bar{\alpha} = \frac{2\mu \gamma \gamma_1}{\gamma_2 \sqrt{\mathbf{B} : \mathbf{B}}} \Delta \lambda \end{array} \right. \quad (5.99)$$

en posant :

$$\left\{ \begin{array}{l} \gamma_1 = 1 + \gamma \Delta \lambda \\ \gamma_2 = \frac{2}{3} \left(3\mu + C_0 + 6\mu \gamma \Delta \lambda + \gamma \sigma_0^{n+1} + \gamma_1 \frac{d\sigma_0}{d\bar{\boldsymbol{\varepsilon}}_p} (\bar{\boldsymbol{\varepsilon}}_p^{n+1}) - \sqrt{\frac{3}{2}} \gamma \mathbf{s}_{n+1}^t : \mathbf{n}_{n+1} \right) \end{array} \right. \quad (5.100)$$

On remarque que le module tangent discret \mathbf{C}^d tend bien asymptotiquement vers le module tangent continu \mathbf{C} défini plus haut lorsque $\Delta \lambda$ tend vers 0.

5.3.4.4. Validation en traction/compression planes dans FORGE2®

Un cas test simple de traction/compression uni-axiales schématisé sur la figure 5.18 a permis de valider l'implémentation de la loi d'écrouissage combiné de Lemaître Chaboche réalisée dans la version 2D de FORGE2® en déformations planes. Il s'agit d'une pièce de forme rectangulaire dont un des bords est fixe tandis que l'autre est soumis à une vitesse constante. Un capteur lagrangien (se déplaçant avec le maillage) est positionné approximativement au centre de la pièce afin de suivre localement au cours du calcul la contrainte de traction et la déformation plastique équivalente cumulée.

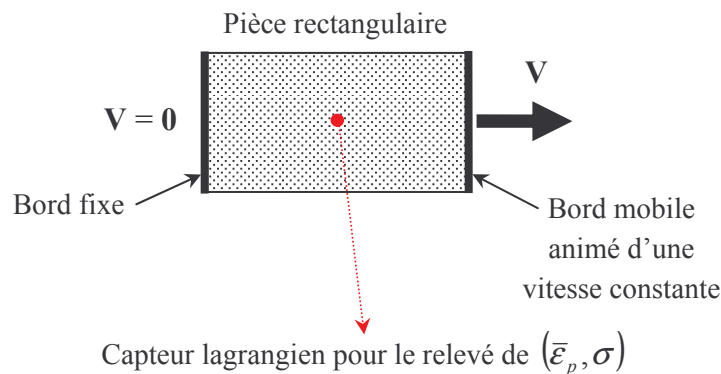


Fig. 5.18. Schéma du cas test de traction/compression planes d'une pièce rectangulaire.

Les nuances testées suivent la loi d'écrouissage combiné de Lemaître Chaboche dont on rappelle l'évolution de la variable cinématique :

$$\dot{\mathbf{X}} = \frac{2}{3} C_0 \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^p - \gamma \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_p \mathbf{X} \quad (5.101)$$

Tout type de loi d'écoulement pour la variable isotrope $\sigma_0(\bar{\boldsymbol{\varepsilon}}_p)$ peut être considéré pourvu que l'écrouissage soit positif. On choisit arbitrairement pour les tests, la loi de Voce :

$$\sigma_0(\bar{\boldsymbol{\varepsilon}}_p) = R_e + R_{sat} [1 - \exp(-C_R \bar{\boldsymbol{\varepsilon}}_p)] \quad (5.102)$$

Trois matériaux tests sont utilisés pour la validation et chacun correspond à un jeu de coefficients choisi arbitrairement. Les jeux de paramètres testés sont listés dans le tableau 5.1.

Coefficients	R_e (MPa)	R_{sat} (MPa)	C_R	C_0 (MPa)	γ
Matériau test 1	132	112	14	740	4,2
Matériau test 2	200	300	10	500	10
Matériau test 3	150	500	15	50	20

Tab. 5.1. Coefficients du modèle de Lemaître Chaboche pris pour trois matériaux tests.

L'évolution de la contrainte $\sigma(\bar{\varepsilon}_p)$ calculée par éléments finis et relevée au niveau du capteur est comparée à celle issue du modèle analytique appliqué à la traction/compression uni-axiales :

$$\left\{ \begin{array}{l} \sigma = \sigma_0(\bar{\varepsilon}_p) + \frac{C}{\gamma} [1 - \exp(-\gamma\bar{\varepsilon}_p)] \quad \text{où } 0 < \bar{\varepsilon}_p < \bar{\varepsilon}_1 \end{array} \right. \quad (5.103)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} \sigma = -\sigma_0(\bar{\varepsilon}_p) + \frac{C}{\gamma} [-1 + [2 - \exp(-\gamma\bar{\varepsilon}_1)] \exp(-\gamma(\bar{\varepsilon}_p - \bar{\varepsilon}_1))] \quad \text{où } \bar{\varepsilon}_1 < \bar{\varepsilon}_p \end{array} \right. \quad (5.104)$$

où $\bar{\varepsilon}_1$ est la déformation plastique équivalente atteinte au bout de la traction et avant la compression.

Ces expressions ont été établies au chapitre 3. Les comparaisons entre les courbes analytiques de traction/compression et celles calculées par FORGE2[®] sont présentées sur les figures 5.19 et 5.20. Elles montrent que les courbes coïncident quel que soit le matériau choisi. Ces résultats permettent de valider le modèle d'écrouissage mixte de Lemaître Chaboche implémenté dans le code. Celui-ci est utilisé par la suite pour étudier son apport en simulation du sertissage. Ce point fait en partie l'objet du chapitre suivant.

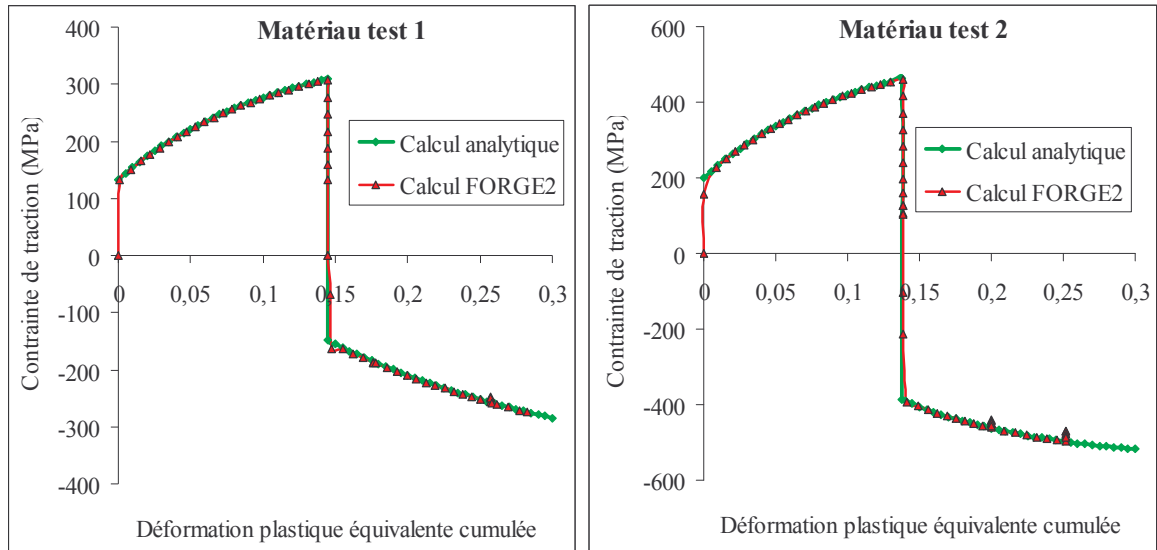


Fig. 5.19. Comparaison des courbes d'érouissage en traction/compression planes.

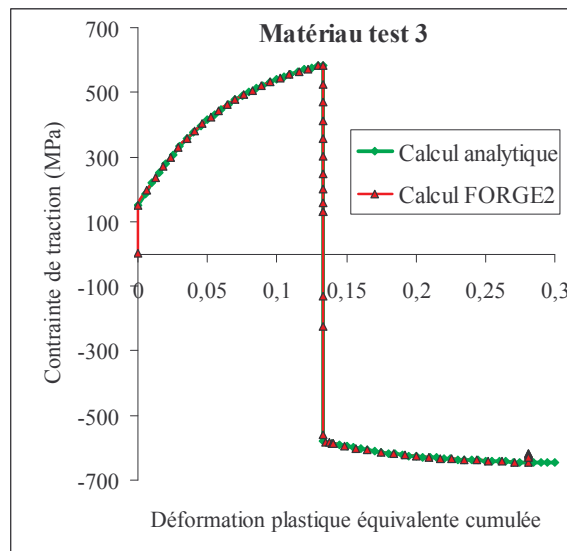


Fig. 5.20. Comparaison des courbes d'érouissage en traction/compression planes pour le matériau test 3.

5.4. Conclusions

On a abordé dans ce chapitre la description des outils numériques utilisés en simulation du sertissage. Elle nous a permis tout d'abord de décrire un modèle mécanique fondé sur la théorie de la flexion simple en supposant certaines hypothèses sur l'état de déformation et de contrainte dans la tôle. En revanche, le modèle ne peut traiter que le sertissage de pièces à bord droit rigides plastiques et à écrouissage isotrope. Il est issu d'une étude antérieure à laquelle diverses améliorations ont été apportées. La principale amélioration a été la décomposition de la tôle en segments élémentaires sur lesquels on a appliqué un critère d'évolution de la courbure des éléments fondé sur la plasticité. Par ailleurs, l'étape de tombage n'est pas simulée, mais son effet sur la plasticité de la tôle a été pris en compte. Ce modèle a été implémenté dans le logiciel Scilab et permet de décrire avec plus de précision la déformation des éléments de la tôle au cours du procédé.

Une approche par éléments finis a ensuite été considérée. Les logiciels d'éléments finis OPTRIS v6.1 et FORGE2[®]/ FORGE3[®] ont été décrits de manière à mettre en évidence leur différences, tant sur la formulation et la résolution par éléments finis que sur les techniques de gestion de contact et de remaillage. Le tableau ci-dessous résume les principales différences numériques entre les deux codes.

	OPTRIS v6.1 (ESI Group)	FORGE2 [®] , FORGE3 [®] (CEMEF)
Formulation de l'équilibre mécanique par éléments finis	Formulation à un seul champ : \mathbf{v}	Formulation mixte : (\mathbf{v}, p)
Intégration temporelle et résolution du problème mécanique	Intégration explicite par différences finies centrées et résolution approchée des équations d'équilibre	Intégration implicite et résolution exacte des équations d'équilibre
Eléments finis	Eléments coques Belytschko-Tsay à intégration réduite pour la contrainte (1 point d'intégration dans le plan de l'élément) et 5 points d'intégration dans l'épaisseur	Mini-éléments P1+/P1 volumiques (2D ou 3D) stabilisés par la bulle au centre de l'élément
Méthode de gestion du contact	Multiplicateurs de Lagrange	Pénalisation

Tab. 5.2. Récapitulatif des différences observées entre les deux codes d'élément finis utilisés en simulation de sertissage.

Enfin, l'intégration de la loi de comportement dans la résolution par éléments finis a été abordée. L'implémentation de la loi d'écrouissage combiné de Lemaître Chaboche pour un matériau de von Mises a été réalisée et validée dans la version de FORGE2[®] en déformations planes. L'objectif est à présent de l'utiliser en simulation de sertissage pour juger de sa performance par rapport à un écrouissage isotrope classique.

Références bibliographiques

- [1] C. VERGNE, *Analyse élémentaire du sertissage à plat*, Mémoire de DEA de Physique et Génie des Matériaux, Université de Nice-Sophia-Antipolis, 1998.
- [2] HIBBIT, KARLSSON & SORENSEN Inc., *ABAQUS Users Manual v3.3*, 1999.
- [3] J.L. BATOZ, G. DHATT, *Modélisation des structures par éléments finis*, vol. 3, Coques, Ed. Hermès, Paris, 1992.
- [4] J. LEMAITRE, J.-L. CHABOCHE, *Mechanics of solid materials*, Cambridge University Press, U.K., 1990, p. 161-241.
- [5] E. FELDER, *Analyse élémentaire du présertissage à plat de tôle*, CEMEF, Ecole des Mines de Paris, 1999.
- [6] TRANSVALOR, *Guide d'utilisation du logiciel FORGE2[®]*.
- [7] TRANSVALOR, *Guide d'utilisation du logiciel FORGE3[®]*.
- [8] J.L. CHENOT, M. BELLET, L. FOURMENT, E. MASSONI, *Eléments finis et mise en forme des métaux*, Séminaire de plasticité, Ecole des Mines de Paris, CEMEF, Tome I, II, III, 1994.
- [9] C. GAY, *Contribution à la simulation numérique 3D du forgeage à froid*, Thèse de Doctorat, Ecole des Mines de Paris, CEMEF, Sophia-Antipolis, France, 1995.
- [10] E. PERCHAT, *Mini élément et factorisations incomplètes pour la parallélisation d'un solveur de Stokes 2D - Application au forgeage*, Thèse de Doctorat, Ecole des Mines de Paris, CEMEF, Sophia-Antipolis, France, 2000.
- [11] ESI GROUP, *Manuel utilisateur OPTRIS version 6.1*, 2000.
- [12] F. ABERLENC, J.-L. BABEAU, P. JAMET, *OPTRIS : The complete simulation of sheet metal forming*, SAE Paper N° 960593, 1996.
- [13] M. BEN-TAHAR, *Contribution à l'étude et à la simulation du procédé d'hydroformage*, Thèse de Doctorat, Ecole des Mines de Paris, CEMEF, Sophia-Antipolis, France, 2005.
- [14] P. MONTMITONNET, *Traitement numérique du contact et du frottement*, Séminaire de plasticité, Ecole des Mines de Paris, CEMEF, tome 2, chapitre 9, 1994.
- [15] T. BELYTSCHKO, J.I. LIN, C.-S. TSAY, *Explicit algorithms for the nonlinear dynamics of shells*, Comput. Methods Appl. Mech. Engrg., 42, p. 225-251, 1984.

- [16] T. BELYTSCHKO, B.L. WONG, H.-Y. CHIANG, *Advances in one-point quadrature shell elements*, Comput. Methods Appl. Mech. Engrg., 96, p. 93-107, 1992.
- [17] S.W. KEY, C.C. HOFF, *An improved constant membrane and bending stress shell element for explicit transient dynamics*, Comput. Methods Appl. Mech. Engrg., 124, p. 33-47, 1995.
- [18] J.O. HALLQVIST, *LS-DYNA Theoretical manual*, 1998.
- [19] M. SVENSSON, K. MATTIASSON, *Simulation of hemming of automotive body components with the explicit FE-method*, European Congress on Computational methods in Applied Sciences and Engineering, ECCOMAS 2000, Barcelona, 11-14 September 2000.
- [20] D.P. FLANAGAN, T. BELYTSCHKO, *A uniform strain hexahedron and quadrilateral with orthogonal Hourglass control*, Int. J. Num. Methods Engrg., 17, p. 679-706, 1981.
- [21] F. BREZI, M. FORTIN, *Mixed and hybrid finite elements methods*, Springer-Verlag, 1991.
- [22] T. COUPEZ, *Grandes transformations et remaillage automatique*, Thèse de Doctorat, Ecole des Mines de Paris, CEMEF, Sophia-Antipolis, France, 1991.
- [23] C. ALIAGA, *Simulation numérique par éléments finis en 3D du comportement thermomécanique au cours du traitement thermique d'aciers : application à la trempe de pièces forgées ou coulées*, Thèse de doctorat, Ecole des Mines de Paris, CEMEF, Sophia-Antipolis, France, 2000.
- [24] F. BARLAT, D.J. LEDGE, J.C. BREM, *A six component yield function for anisotropic materials*, Int. J. of Plast., 7, p. 693-712, 1991.
- [25] A. GAVRUS, *Identification automatique de paramètres rhéologiques par analyse inverse*, Thèse de Doctorat, Ecole des Mines de Paris, CEMEF, Sophia-Antipolis, France, 1996.
- [26] R. KNOCKAERT, *Etude expérimentale et numérique de la localisation de la déformation lors de la mise en forme de produits minces*, Thèse de Doctorat, Ecole des Mines de Paris, CEMEF, Sophia-Antipolis, France, 2000.
- [27] S. KEROUANI, *Implémentation d'une loi de comportement à écrouissage cinématique non linéaire dans FORGE2[®] pour la prévision des contraintes résiduelles de trempe*, Rapport de stage, Ecole des Mines de Paris, CEMEF, Sophia-Antipolis, France, 1998.
- [28] J.C. SIMO, R.L. TAYLOR, *Consistent tangent operators for rate-independent elastoplasticity*, Comput. Methods Appl. Mech. Engrg., 48, p. 101-118, 1985.

- [29] S. HARTMANN, P. HAUPT, *Stress computation and consistent tangent operator using non-linear kinematic hardening models*, Int. J. Num. Methods Engrg., 36, p. 3801-3814, 1993.
- [30] P. GRATACOS, *Un problème de déformation couplée : modélisation élastoplastique par éléments finis du laminage à froid de bande mince*, Thèse de Doctorat, Ecole des Mines de Paris, CEMEF, Sophia-Antipolis, France, 1991.
- [31] P. MONTMITONNET, *Simulation des écoulements élastoplastiques par éléments finis*, Séminaire de plasticité, Ecole des Mines de Paris, CEMEF, tome 2, chapitre 8, 1994.
- [32] J.C. NAGTEGAAL, *On the implementation of inelastic constitutive equations with special reference to large deformation problems*, Comput. Methods Appl. Mech. Engrg., 33, p. 469-484, 1982.

Chapitre 6

Simulations numériques du sertissage de pièces à bord droit

Sommaire

6.1. INTRODUCTION.....	168
6.2. MODELISATIONS DU PROCEDE DE SERTISSAGE PAR ELEMENTS FINIS.....	168
6.2.1. Modélisation 2D dans FORGE2® par des éléments volumiques	168
6.2.1.1. Définition	168
6.2.1.2. Condition de respect de la loi de frottement de Coulomb.....	169
6.2.1.3. Choix de la taille de maille.....	171
6.2.2. Modélisation 3D dans OPRIS v6.1 par des éléments coques	172
6.2.2.1. Définition	172
6.2.2.2. Respect de la loi de frottement de Coulomb.....	173
6.2.2.3. Choix du niveau maximal de raffinement dans le rayon de tombage	174
6.3. COMPARAISON DES DIFFERENTES MODELISATIONS DE SERTISSAGE	176
6.3.1. Paramétrage des simulations.....	176
6.3.2. Résultats numériques	177
6.3.3. Interprétations et synthèse des résultats	181
6.3.3.1. Comparaison entre les champs de déformation	181
6.3.3.2. Evaluation de la pertinence de la simulation préalable du tombage	184
6.3.3.3. Discussions et synthèse des résultats.....	185
6.4. ANALYSE DE SENSIBILITE DE L'ENROULEMENT EN SIMULATION	186
6.4.1. Sensibilité à chaque paramètre.....	186
6.4.1.1. Définition	186
6.4.1.2. Application au sertissage de l'éprouvette en Al 6016 DR100	187
6.4.2. Sensibilité globale et corrélation entre les essais et les calculs	190
6.4.2.1. Définition et détermination du spectre des enroulements	190
6.4.2.2. Application aux différentes nuances étudiées.....	191
6.5. EFFET DES LOIS D'ECROUISSAGE COMBINE EN SIMULATION DE SERTISSAGE	192
6.5.1. Analyse locale de la nature des sollicitations.....	193
6.5.2. Résultats des lois d'écrouissage combiné en simulation de sertissage.....	196
6.6. SIMULATION NUMERIQUE DE L'ENDOMMAGEMENT EN SERTISSAGE	199
6.6.1. Introduction et enjeu de l'étude	199
6.6.2. Mécanismes physiques de l'endommagement ductile	199
6.6.3. Modélisation de l'endommagement.....	200
6.6.3.1. Choix du modèle d'endommagement.....	200
6.6.3.2. Le modèle d'endommagement de Lemaître couplé à la plasticité	201
6.6.3.3. Méthode de résolution numérique par couplage faible.....	203
6.6.4. Identification des paramètres du modèle d'endommagement	205
6.6.4.1. Méthode d'identification	205
6.6.4.2. Résultats de l'identification.....	205
6.6.5. Application à la simulation numérique du sertissage.....	208
6.6.6. Synthèse sur la prédiction des criques en sertissage	210
6.7. CONCLUSIONS SUR LA CONTRIBUTION A LA SIMULATION DU SERTISSAGE	210
RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES.....	212

6.1. Introduction

Le comportement rhéologique et tribologique des tôles a été étudié au moyen de plusieurs essais de caractérisation permettant plusieurs modes de sollicitation. Ces essais sont respectivement la traction utilisée avec un système de corrélation d'images, la micro-indentation, la flexion, le pliage et le sertissage. Ces essais ont permis d'enrichir la base expérimentale des modèles rhéologiques et tribologiques. Ces modèles sont à présent étudiés en simulation du sertissage de pièces à bord droit. Après une présentation de la méthode utilisée pour simuler par éléments finis l'intégralité du procédé de sertissage, une comparaison entre les résultats issus des différentes modélisations est effectuée pour connaître l'apport des modèles de calculs, notamment des éléments utilisés (volumiques, coques). Une étude de sensibilité de l'enroulement aux paramètres rhéologiques, tribologiques et opératoires est ensuite abordée. L'objectif est d'analyser l'impact des effets dispersifs des paramètres sur les valeurs des enroulements calculés. La contribution à la simulation du sertissage des lois d'écrouissage combiné est notamment mise en exergue. Pour terminer, la modélisation de l'endommagement en sertissage est abordée dans le but de prédire correctement la rupture des sertis parfois observée en production.

6.2. Modélisations du procédé de sertissage par éléments finis

Les codes de calculs par éléments finis OPTRIS v6.1 et FORGE2[®] sont utilisés pour résoudre le problème mécanique du sertissage. Les algorithmes de résolution ayant été présentés au chapitre 5, il s'agit de décrire ici la technique de modélisation du sertissage dans les deux logiciels. Les trois étapes du procédé (tombage/présertissage/sertissage) ainsi que les phases intermédiaires de retour élastique lors du retrait des outils sont modélisées afin de prendre en compte toute l'histoire de la déformation du matériau.

6.2.1. Modélisation 2D dans FORGE2[®] par des éléments volumiques

6.2.1.1. Définition

La caractérisation expérimentale en sertissage nous a montré l'importance de considérer la peau et la doublure comme deux corps déformables. Compte tenu des expérimentations, la doublure est assimilée à un corps élastique de module d'Young défini au chapitre 2 et la peau est considérée comme un corps plastique écrouissable. La doublure et la peau sont toutes deux modélisées par des éléments finis triangulaires P1+/P1. Le maillage est raffiné jusqu'à 0,05 mm au voisinage du point de contact entre la tôle et la lame de présertissage et de sertissage afin de respecter la condition de frottement (voir paragraphe suivant). Les critères de remaillage utilisés ont été définis dans le chapitre précédent. Seule la taille de maille TM relative au remaillage est imposée (0,2 mm en simulation du tombage et du présertissage et 0,1 mm en simulation du sertissage pour le cas présenté sur la figure 6.1). Le problème mécanique est résolu pour la peau et la doublure est considérée comme un outil élastiquement déformable. Les outils tels que les matrices, le poinçon de tombage ou les lames de présertissage et de sertissage sont supposés rigides. Le critère de plasticité utilisé est celui de von Mises puisque le critère d'anisotropie de Hill48 n'est pas disponible dans le code. La loi d'écrouissage

puissance de Krupkowski est disponible et la loi intermédiaire (2.10) a été implémentée en tant que loi utilisateur. Afin d'éviter des temps de calcul trop élevés, le presseur n'est pas représenté dans le modèle mais son action sur la doublure est modélisée par le blocage des nœuds extrêmes des deux tôles (voir figure 6.1). Les calculs sont ainsi réalisés sur la partie utile des éprouvettes (côté du bord tombé). Une étude préliminaire a montré que les simulations réalisées sur l'intégralité de la largeur des éprouvettes en modélisant le presseur par un outil flottant donnaient des résultats rigoureusement identiques à ceux obtenus grâce à cette modélisation simplifiée. On adopte le modèle de frottement de Coulomb en prenant comme coefficients les valeurs issues des caractérisations expérimentales exposées au chapitre 4.

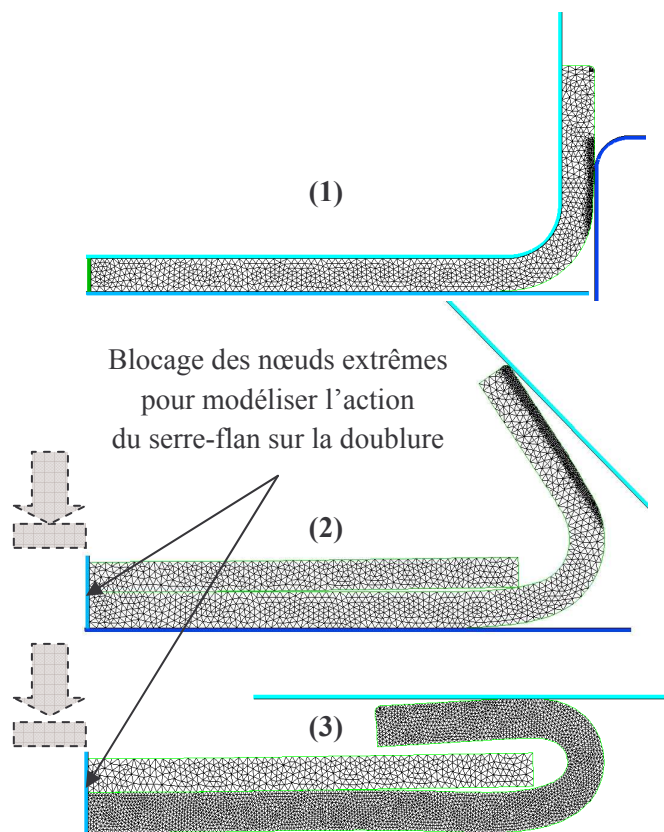


Fig. 6.1. Modélisations dans FORGE2® du tombage (1), présertissage (2) ($TM = 0,2 \text{ mm}$) et sertissage (3) ($TM = 0,1 \text{ mm}$).

6.2.1.2. Condition de respect de la loi de frottement de Coulomb

On a montré au chapitre 4 la pertinence de l'hypothèse du frottement de Coulomb en simulation de sertissage. Il convient donc de s'assurer réciproquement que cette condition est correctement respectée dans les calculs de présertissage et de sertissage. Des simulations du présertissage et du sertissage sont alors effectuées en prenant en compte respectivement les deux modélisations de l'extrémité du bord tombé (voir figure 6.2) :

- un bord anguleux pour lequel le contact entre la peau et la lame se fait par l'intermédiaire d'un seul nœud,

- un bord présentant une extrémité arrondie de rayon 0,2 mm et assurant une meilleure représentativité de la surface locale en contact entre la peau et la lame. Cette modélisation implique par conséquent un raffinement local du maillage jusqu'à 0,05 mm.

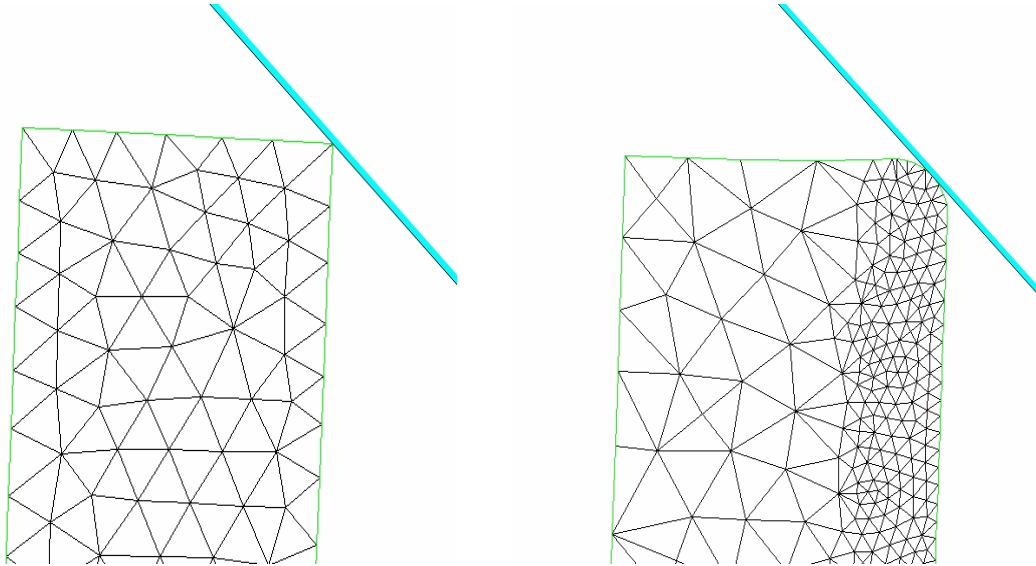


Fig. 6.2. Modélisations de l'extrémité du bord tombé en contact avec la lame.

Les simulations sont réalisées sur une éprouvette à bord droit en alliage d'aluminium 6016 DR100 avec comme coefficient de frottement entre la lame et la peau 0,13 en présertissage et en sertissage. Ce choix est arbitraire, l'objectif étant de vérifier si la condition de Coulomb est correctement imposée en simulation. La figure 6.3 donne l'évolution du coefficient de frottement apparent obtenu à partir du calcul des forces horizontales et verticales selon les expressions (4.10) et (4.11).

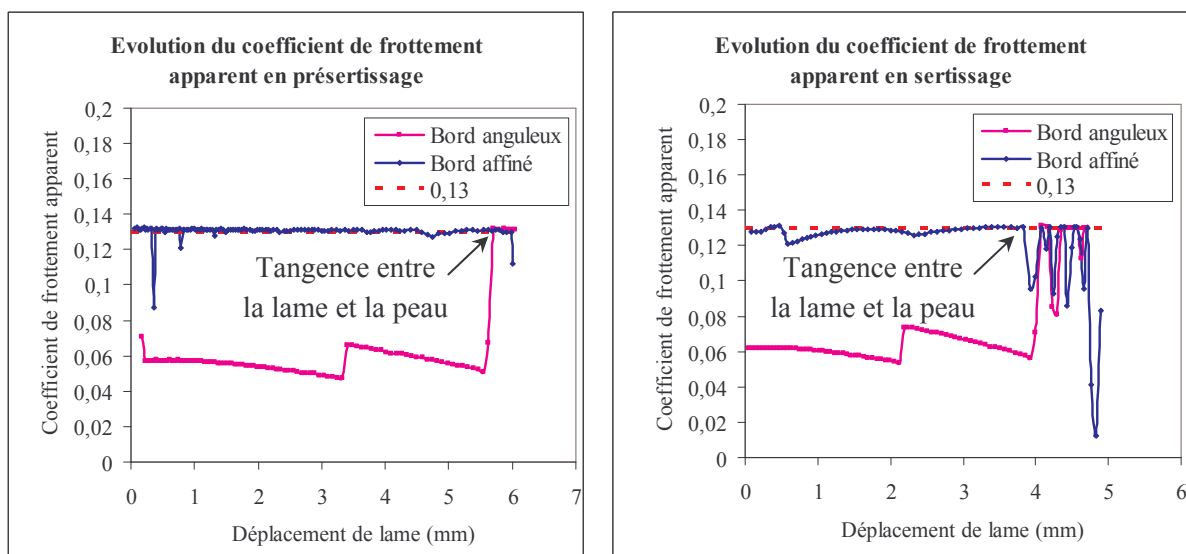


Fig. 6.3. Coefficients de frottement apparent entre la lame et la peau en présertissage et en sertissage obtenus à partir du calcul des forces avec les deux modélisations du bord en contact.

On note clairement que le contact lame/peau par l'intermédiaire d'un seul nœud ne permet pas de représenter correctement la condition de frottement de Coulomb en raison du calcul nodal des contraintes. Cette méthode de calcul ne permet pas de prendre en compte la surface réelle en contact. La deuxième modélisation du bord en contact résout ce problème, en particulier grâce à un raffinement de maillage. Les légères discontinuités observées sur les courbes en sertissage s'expliquent de la même manière que les sauts observés en simulation de flexion et de pliage déjà commentés sur la figure 3.25 du chapitre 3. La modification locale de la géométrie du bord en contact et le raffinement de la taille de maille locale permet d'intégrer correctement la loi de frottement de Coulomb en simulation de sertissage. Elle permet également de rendre compte de la condition de frottement statique ($f_{app} < 0,13$) réalisée au-delà de l'instant de tangence entre la lame et la peau.

6.2.1.3. Choix de la taille de maille

Avant de présenter les résultats des simulations par éléments finis, il convient de choisir une taille de maille qui garantisse la stabilité de la solution vis-à-vis du maillage. L'étude du choix de la taille de maille est effectuée sur l'éprouvette à bord droit en alliage d'aluminium 6016 DR100 où l'épaisseur de la peau est de 1,2 mm avec un coefficient de frottement arbitraire de 0,13 entre la lame et la peau. Les enroulements et les forces verticales calculées sont présentés pour différentes tailles de maille sur les figures 6.4 et 6.5.

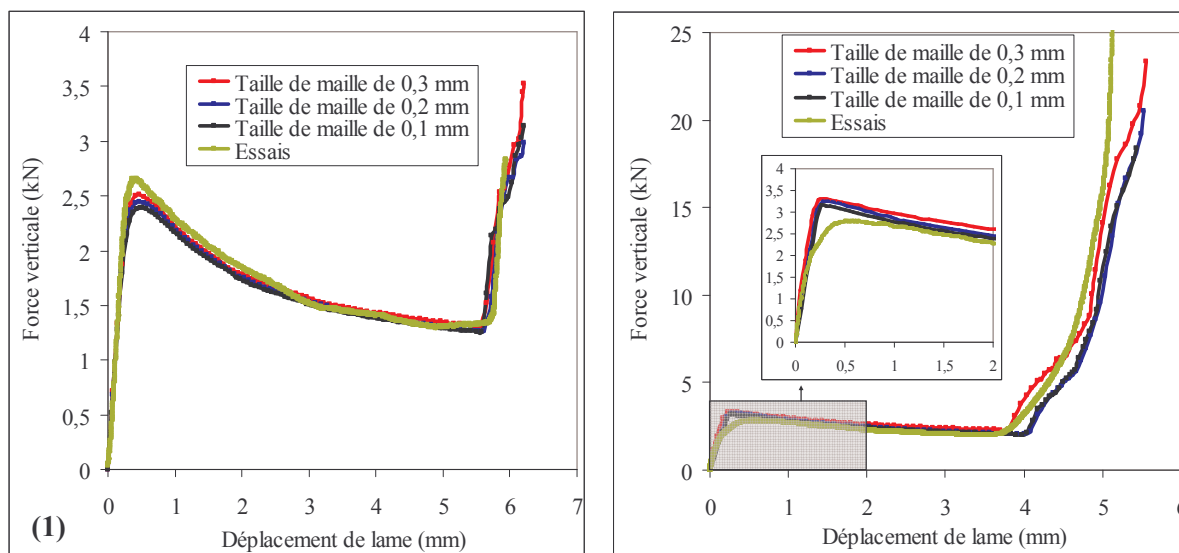


Fig. 6.4. Effet de la taille de maille sur les forces calculées au cours du présertissage (1) et du sertissage (2).

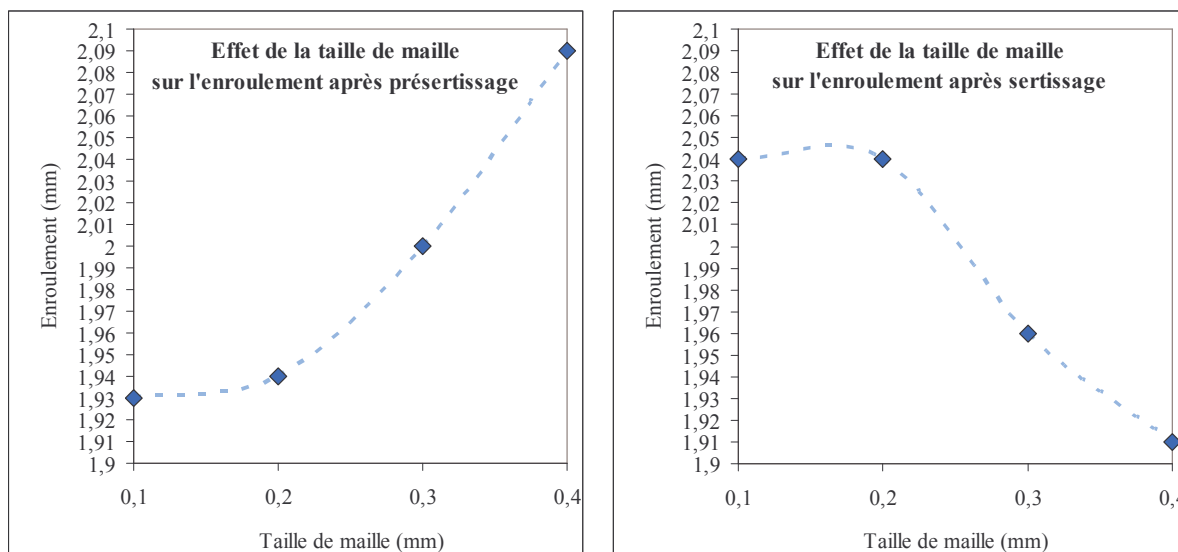


Fig. 6.5. Effet de la taille de maille sur les enroulements calculés après présertissage et sertissage.

Les résultats montrent la faible influence de la taille de maille en dessous de 0,2 mm. Pour assurer une bonne convergence vers la solution, on peut donc considérer qu'une taille de maille de 0,2 mm est suffisante pour simuler le présertissage et le sertissage tout en gardant des temps de calculs raisonnables. En revanche, une taille de maille supérieure à 0,2 mm donne des enroulements nettement supérieurs en présertissage et nettement plus faibles en sertissage. L'augmentation de la taille de maille a pour effet de rigidifier la structure. C'est la raison pour laquelle elle provoque l'augmentation des forces calculées et la diminution de l'enroulement final. L'épaisseur à considérer étant proportionnelle à l'épaisseur de tôle, on en déduit dans le tableau 6.1 les tailles de maille à adopter pour les différentes épaisseurs de tôles étudiées. Ces valeurs sont désormais adoptées dans les calculs et garantissent l'indépendance des résultats vis-à-vis de la taille de maille.

e_{peau} (mm)	≈ 0,7 (acier E220BH, acier XSG)	≈ 1 (Al 5754, Al 6016 DR130)	≈ 1,2 (Al 6016 DR100, acier P220)
TM (mm)	0,1	0,15	0,2

Tab. 6.1. Tailles de maille adoptées en fonction de l'épaisseur de peau.

6.2.2. Modélisation 3D dans OPTRIS v6.1 par des éléments coques

6.2.2.1. Définition

La figure 6.6 ci-après montre la modélisation du tombage, du présertissage et du sertissage. La peau est constituée d'éléments coques sous intégrés dans le plan avec cinq points d'intégration dans l'épaisseur. La cinématique de ces éléments coques repose sur l'hypothèse de Reissner/Mindlin décrite au chapitre 5. Le plan des éléments coques coïncide avec la surface moyenne de la tôle. La doublure est assimilée à un corps élastique déformable et est modélisée par des éléments volumiques

parallélépipédiques (deux éléments dans l'épaisseur). De façon analogue à la modélisation dans FORGE2[®], les outils sont supposés rigides et seule la partie utile de l'éprouvette est modélisée. L'action du presseur sur la doublure est modélisée par une force constante de 0,2 kN appliquée sur chaque nœud de la partie supérieure de la doublure en contact avec le presseur. Cette force garantit l'absence de mouvement des tôles sous le presseur par analogie avec les observations expérimentales. Enfin, la vitesse des outils mobiles est choisie à 1 m/s afin de garantir à la fois des temps de calculs relativement faible et une bonne stabilité numérique des calculs.

Le remaillage adaptatif exposé au chapitre précédent est utilisé en activant simultanément le critère d'angle et le critère géométrique (voir chapitre 5). Cette technique permet de reproduire correctement la courbure locale de la tôle. On choisit arbitrairement une taille de maille initiale égale à trois fois le rayon de tombage de l'éprouvette. Le niveau de raffinement dans la hauteur de bord est en général fixé à 2 ou 3 (2 sur la figure 6.6). Celui imposé dans la zone du rayon de tombage est plus élevé afin de reproduire avec précision la forte courbure locale de la tôle, mais il ne permet pas de respecter la théorie de Reissner/Mindlin, d'où l'intérêt de l'étude comparative avec une modélisation volumique exposée par la suite. En outre, une étude de sensibilité de la solution au niveau de raffinement utilisé dans la zone du rayon de tombage fait l'objet du paragraphe 6.2.2.3.

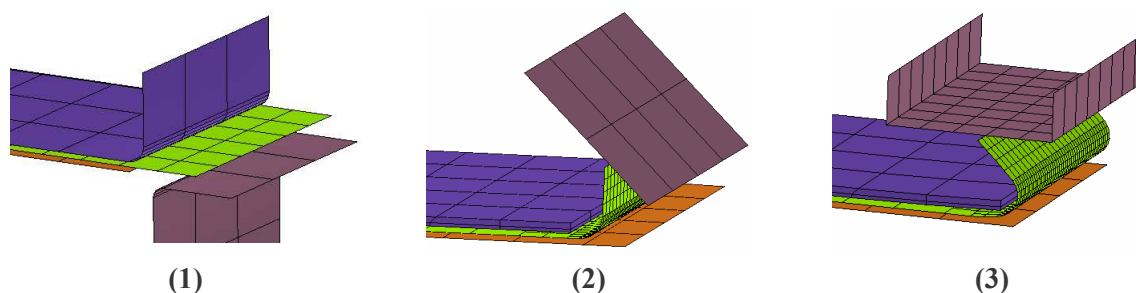


Fig. 6.6. Simulations dans OPTRIS v6.1 du tombage (1), du présertissage (2) et du sertissage (3).

6.2.2.2. Respect de la loi de frottement de Coulomb

De même que pour les simulations FORGE2[®], l'évaluation du coefficient frottement apparent est réalisée à partir des forces calculées par OPTRIS v6.1, successivement pendant le stade de présertissage et de sertissage. Ces évolutions sont données sur la figure 6.7 pour le cas de l'éprouvette à bord droit en Al 6016 DR100 et en considérant le coefficient de frottement entre les lames et la peau à une valeur de 0,2. Les courbes montrent que la condition de frottement de Coulomb est satisfaite quel que soit le niveau de raffinement choisi dans le rayon de tombage. Ce résultat assure une certaine robustesse des simulations OPTRIS v6.1 quant au respect de la condition de frottement. Les courbes sont en accord avec celles déduites expérimentalement au chapitre 4. Elles montrent notamment que le frottement est dynamique sur la phase où le contact est réalisé entre la lame et l'extrémité du bord de la peau ($f_{app} = 0,2$), mais que celui-ci devient statique au-delà du moment où la lame devient tangente à la peau ($f_{app} < 0,2$).

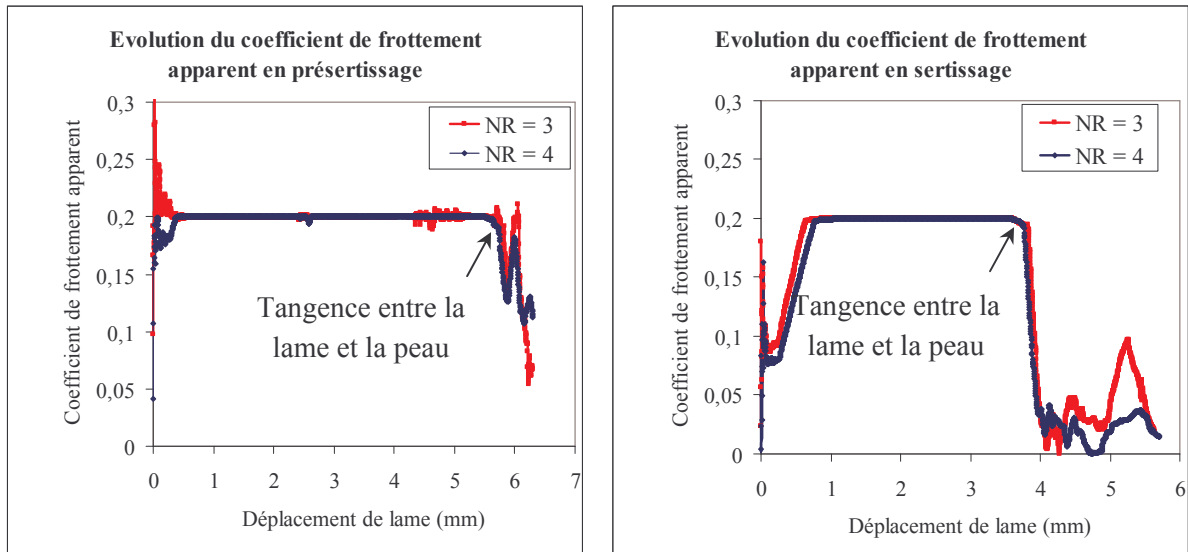


Fig. 6.7. Coefficients de frottement apparent entre la lame et la peau déduits des calculs du présertissage et du sertissage dans OPTRIS v6.1 pour différents niveaux de raffinement (NR) dans le rayon de tombage.

6.2.2.3. Choix du niveau maximal de raffinement dans le rayon de tombage

Le maillage initial du flan est régulier, de taille constante égale approximativement à trois fois le rayon de tombage et ce, quelle que soit la nuance de l'éprouvette à bord droit étudiée. Le remaillage adaptatif étant activé pendant la simulation du procédé, on étudie l'effet du niveau maximal de raffinement imposé au tombage/présertissage/sertissage sur les forces et les enroulements calculés. L'étude est menée sur l'éprouvette en Al 6016 DR100 de rayon de tombage 2 mm. Le coefficient de frottement entre la peau et les lames est pris égal à 0,2. La figure 6.8 indique les courbes de forces obtenues en simulation de présertissage et de sertissage en fonction du niveau de raffinement choisi à chaque étape.

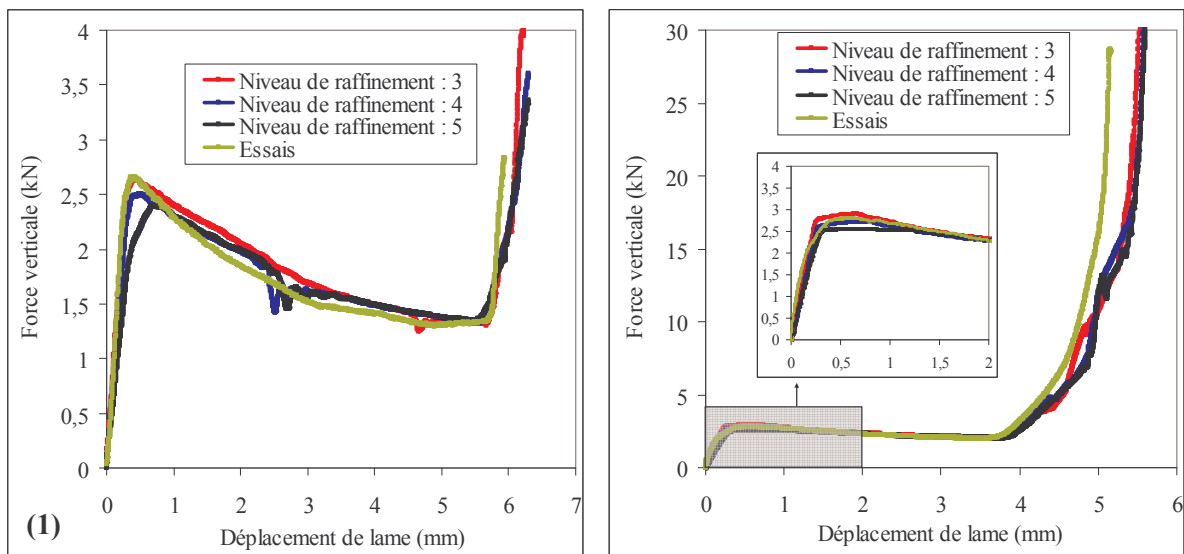


Fig. 6.8. Effet de la taille de maille sur les forces calculées en présertissage (1) et en sertissage (2).

Les courbes de la figure 6.8 montrent la stabilité générale des niveaux de forces vis-à-vis du niveau de raffinement choisi. La figure 6.9 illustre l'incidence du niveau de raffinement sur les enroulements calculés après présertissage et sertissage. Les courbes de la figure 6.9 montrent qu'au-delà d'un niveau de raffinement de 4 pour la simulation du présertissage, la solution est stable. Cette analyse est valable en simulation du sertissage pour un niveau de raffinement supérieur à 5. Les résultats prouvent donc la stabilité de la solution par rapport à la taille de maille, même si les conditions d'utilisation des éléments coques ne sont pas satisfaites (voir chapitre 5).

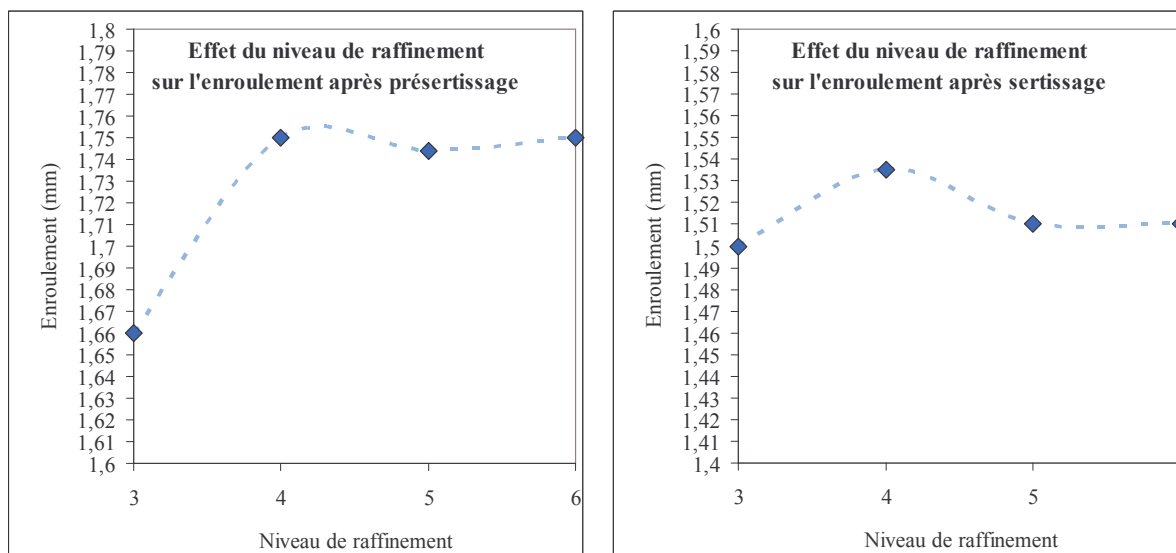


Fig. 6.9. Effet du niveau maximal de raffinement dans les simulations de présertissage et de sertissage sur les enroulements calculés après chaque étape.

Le tableau 6.2 ci-dessous récapitule les niveaux maximaux de remaillage adoptés pour la discrétisation de la zone située au niveau du rayon de tombage et déduits de cette analyse de sensibilité.

Rayon de tombage R (mm)		0,5 (acier E220BH, acier XSG)	2 (Al 5754, 6016 DR100, 6016 DR130, acier P220)
Taille de maille initiale (mm)		$\approx 1,5 = 3R$	$\approx 6 = 3R$
Niveau de raffinement	Tombage	4	
	Présertissage		
	Sertissage		

Tab. 6.2. Niveaux maximaux de raffinement adoptés pour la discrétisation de la zone fortement courbée située dans le rayon de tombage.

6.3. Comparaison des différentes modélisations de sertissage

6.3.1. Paramétrage des simulations

Un des objectifs du travail est d'évaluer la performance des éléments coques utilisés dans OPTRIS v6.1 pour la modélisation du sertissage, compte tenu de la limitation théorique de l'utilisation de tels éléments en forte flexion (voir chapitre 5). Dans ce paragraphe, sont analysés et comparés les résultats issus des simulations de sertissage réalisées grâce aux trois modèles de calcul : le modèle mécanique exposé au chapitre précédent, les modèles d'éléments finis volumiques en 2D (FORGE2[®]) et coques en 3D (OPTRIS v6.1). Par ailleurs, hormis le schéma de résolution et la gestion du contact différents entre FORGE2[®] et OPTRIS v6.1, les paramètres géométriques et les coefficients de frottement entre les pièces sont rigoureusement identiques dans les trois modélisations. Ils sont conformes aux mesures expérimentales réalisées auparavant. Le modèle de comportement des tôles adopté dans les trois modélisations est standard, l'érouissage étant isotrope et le critère de plasticité étant celui de von Mises. On utilise dans un premier temps les lois d'érouissage élasto-plastiques identifiées à partir des caractérisations en traction uni-axiale :

- les lois de type puissance pour les tôles en acier : la loi de Krupkowski dans FORGE2[®], celle d'Hollomon dans OPTRIS v6.1 et dans le modèle mécanique (voir tableau 2.4 du chapitre 2),
- la loi intermédiaire (2.10) introduite au chapitre 2 et identifiée à la suite des essais de micro-indentation pour les nuances en alliage d'aluminium.

Les tableaux 6.3 et 6.4 ci-dessous récapitulent les paramètres issus des mesures expérimentales et imposés dans les simulations : les paramètres géométriques, les coefficients de frottement entre les pièces et les coefficients des lois d'érouissage adoptées.

Paramètres imposés en simulation		Al 5754	Al 6016 DR100	Acier P220	Acier E220BH
Paramètres géométriques avant et après tombage	e_{peau} (mm)	1	1,2	1,18	0,68
	$e_{doublure}$ (mm)	1	1	0,68	0,68
	R_t (mm)	2		0,5	
	h_t (mm)	8,59	8,30	8,60	8,61
	J (mm)	0,05	0	0	0,15
Positionnement des pièces avant présertissage	l_3 (mm)	1	1	0,3	2
	l_4 (mm)	14,6			
Géométrie après présertissage/sertissage	θ_p (°)	45,3	45	45	45
	e_s (mm)	3,14	3,44	3,28	2,27

Tab. 6.3. Paramètres géométriques et relatifs aux étapes du procédé imposés en simulation.

Paramètres imposés en simulation			Al 5754	Al 6016 DR100	Acier P220	Acier E220BH
Paramètres des lois élasto- plastiques identifiés en traction uni- axiale	Loi d'Hollomon	K (MPa)	-	-	599	615
		n	-	-	0,223	0,203
	Loi de Krupkowski	K (MPa)	-	-	631	622
		n	-	-	0,254	0,211
		$\bar{\epsilon}_0$	-	-	0,0119	0,0093
	Loi intermédiaire	K (MPa)	473	523	-	-
		n	0,339	0,318	-	-
		$\bar{\epsilon}_0$	0,009	0,001	-	-
		\bar{R}	0,19	0,31	-	-
	Coefficients de frottement de Coulomb	lame/peau	$f^{\text{présertissage}}$	0,19	0,195	0,225
$f^{\text{sertissage}}$			0,22	0,21	0,21	0,20
Entre les autres pièces		f^{tombage} , $f^{\text{présertissage}}$, $f^{\text{sertissage}}$	0,13			

Tab. 6.4. Paramètres rhéologiques et tribologiques utilisés dans les simulations.

6.3.2. Résultats numériques

Les principaux paramètres faisant l'objet de l'étude et résultant des simulations en utilisant les paramètres d'entrée imposés précédemment sont les enroulements calculés à différents instants :

- l'enroulement après présertissage, puis retrait de la lame (noté E_p),
- l'enroulement pendant le sertissage, à l'instant où la lame tangente horizontalement le bord de la peau (noté E_i),
- l'enroulement après sertissage, puis retrait de la lame (noté E_s).

On s'est également intéressé à l'angle d'ouverture après tombage θ_i et à l'amplitude du défaut de ligne en creux A_d créé après sertissage. Le tableau 6.5 ci-après présente les valeurs de ces grandeurs géométriques issues des différentes simulations et comparées aux essais. Les valeurs obtenues sur les angles d'ouverture montrent un bon accord général avec les valeurs expérimentales. On note toutefois de meilleures prédictions dans FORGE2[®] que dans OPRIS v6.1 pour les pièces où le jeu J imposé en simulation du tombage est faible. Ce cas se manifeste en particulier pour les éprouvettes en alliage d'aluminium 5754 et 6016 DR100 et pour celles en acier P220. Le jeu imposé pour les simulations du tombage de la pièce en acier E220BH est significativement plus élevé et les résultats obtenus dans les deux formulations sont plus proches. Ces observations traduisent la faiblesse des éléments coques à modéliser le laminage de la tôle entre le poinçon et la matrice de tombage, en particulier lorsque le jeu

J tend à être faible. Ce dernier induit des déformations de cisaillement superficielles rendant plus complexe la répartition des déformations de cisaillement transverse dans l'épaisseur de la tôle. Or la précision obtenue sur le retour élastique dépend largement du calcul des déformations avant retrait des outils. La répartition étant linéaire dans les éléments coques utilisés dans OPTRIS v6.1, une correction d'ordre deux proposée par Tabiei et Tanov [1] serait susceptible d'améliorer les résultats obtenus. L'amplitude du défaut de ligne en creux semble correctement prédite dans l'ensemble sauf pour la simulation FORGE2[®] du sertissage de l'acier E220BH. Une interprétation possible de ce résultat est la plus grande sensibilité de la géométrie calculée au critère d'anisotropie considéré en utilisant une modélisation volumique comme dans FORGE2[®] [2]. Ce constat montre que le critère de von Mises est évidemment trop réducteur pour la modélisation du comportement des tôles fortement anisotropes, telles que les nuances en acier étudiées dans cette thèse (voir chapitre 2).

		Al 5754	Al 6016 DR100	Acier P220	Acier E220BH
θ_t (°)	FORGE2 [®]	2,4	2,4	1,5	1,9
	OPTRIS v6.1	1,6	1,5	1,2	2,1
	Modèle mécanique	0	0	0	0
	Essais	2,5 ± 0,5	2,3 ± 0,5	1,8 ± 0,5	2,8 ± 0,5
E_p (mm)	FORGE2 [®]	1,83	1,70	1,38	0,90
	OPTRIS v6.1	1,82	1,72	1,45	0,88
	Modèle mécanique	1,50	1,55	1,35	0,52
	Essais	1,75 ± 0,04	1,60 ± 0,04	1,49 ± 0,06	0,84 ± 0,04
E_i (mm)	FORGE2 [®]	1,97	1,95	1,63	1,01
	OPTRIS v6.1	1,91	1,91	1,69	0,93
	Modèle mécanique	1,49	1,60	1,42	0,52
	Essais	1,89 ± 0,05	1,86 ± 0,06	1,60 ± 0,05	0,90 ± 0,04
E_s (mm)	FORGE2 [®]	1,55	1,66	1,42	0,80
	OPTRIS v6.1	1,48	1,52	1,36	0,60
	Essais	1,39 ± 0,05	1,40 ± 0,04	1,16 ± 0,04	0,57 ± 0,04
A_d (µm)	FORGE2 [®]	73	-	-	27
	OPTRIS v6.1	73	-	-	53
	Essais	81 ± 12	-	-	51 ± 10

Tab. 6.5. Paramètres géométriques issus des résultats de calculs : angles d'ouverture après tombage, enroulements et amplitudes du défaut de ligne en creux après sertissage.

La représentation graphique des valeurs des enroulements est exposée sur la figure 6.10. Elle montre que les simulations par éléments finis donnent des résultats comparables au stade de présertissage. Les valeurs sont globalement proches de celles obtenues expérimentalement, aux incertitudes expérimentales près. Cependant, les écarts entre les enroulements expérimentaux et les valeurs issues des simulations par éléments finis deviennent plus élevés à partir du sertissage et se creusent en fin de simulation. De bonnes approximations des enroulements expérimentaux sont obtenues avec le modèle mécanique même si les prédictions restent moins bonnes que celles des modélisations par éléments

finis. Ce constat est prévisible compte tenu des hypothèses plus restrictives du modèle mécanique. L'utilisation d'une modélisation par éléments finis trouve donc tout son intérêt pour assurer une meilleure précision de la géométrie des pièces à bord droit, aussi simple soit-elle. Les résultats sont assez cohérents avec ceux obtenus par Sigvant [3] dont les travaux ont souvent montré une tendance à la surestimation de l'enroulement final. Le procédé étudié dans sa thèse diffère quelque peu du nôtre lors de l'étape de présertissage (voir annexe A.2). En effet, la lame de présertissage a la forme d'un couteau horizontal dont l'extrémité vient en contact avec le bord tombé en entraînant la flexion de la tôle. Ceci explique en particulier que les valeurs des coefficients de frottement déterminés sont différentes des nôtres, le contact n'étant pas assuré de la même façon. Malgré ces différences, le mécanisme de déformation de la tôle est similaire puisque le procédé est réalisé en trois étapes successives et l'étape de sertissage est également assurée par une lame horizontale. Il n'est donc pas étonnant de trouver des similitudes dans les résultats rencontrés.

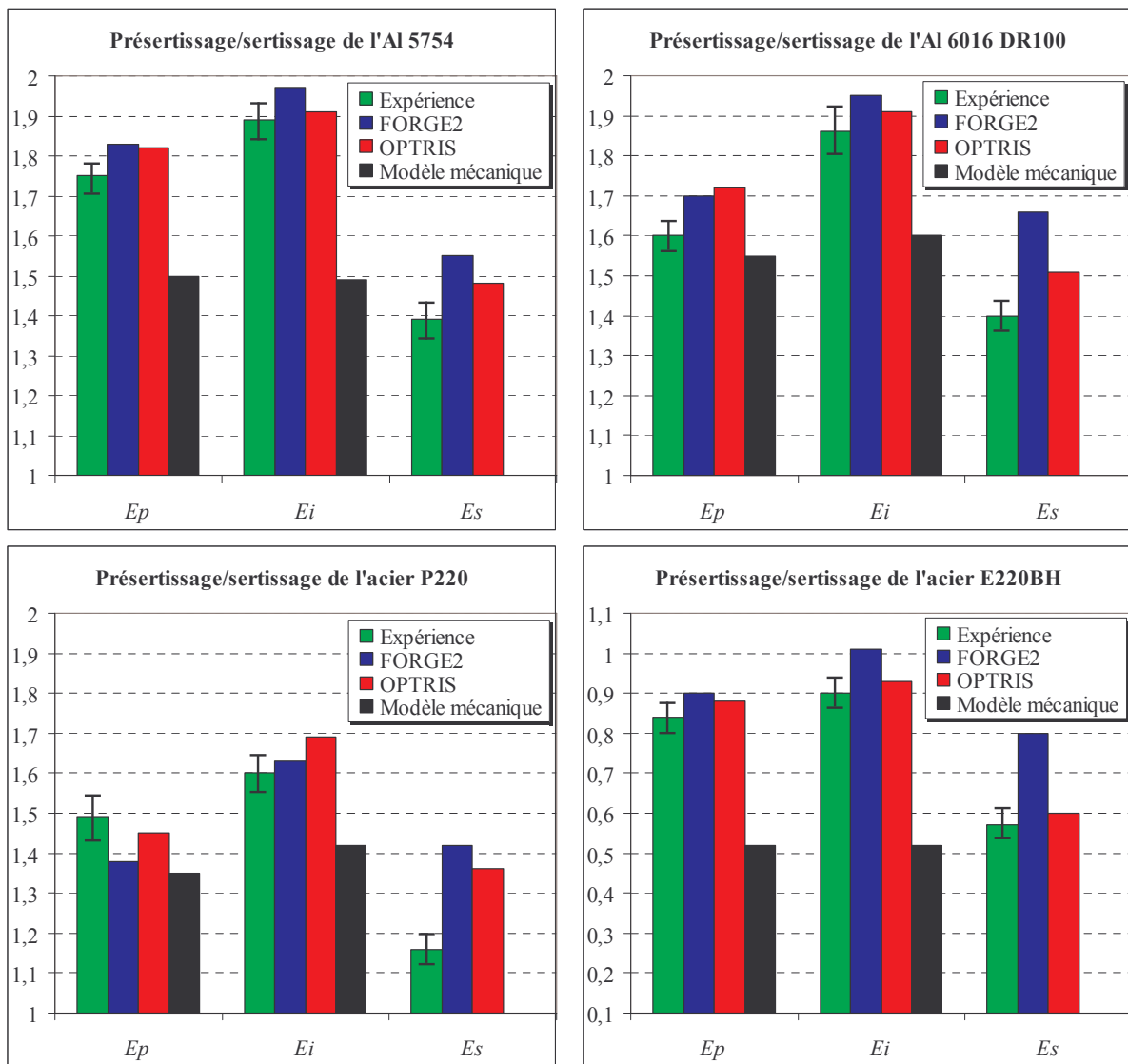


Fig. 6.10. Enroulements en mm calculés par les différents modèles et comparés aux essais.

Les forces verticales appliquées au cours du présertissage et du sertissage sont tracées sur les figures 6.11 et 6.12 pour chaque nuance étudiée. Ces figures montrent que les courbes obtenues en simulation sont globalement représentatives du comportement expérimental. Les trois modélisations prévoient toutes des forces similaires, sauf au début de chaque phase où l'on note une divergence entre les calculs sur la prédiction du pic initial des forces. On observe systématiquement une tendance à la sous-estimation des forces avec OPTRIS v6.1 et le modèle mécanique par rapport aux prédictions obtenues grâce à la modélisation volumique FORGE2[®]. Un écart est souvent constaté entre les remontées finales des forces en sertissage. Ceci confirme les différences déjà observées au cours de ce stade entre les enroulements calculés par les différentes modélisations. Cette phase correspond au déplacement du contact lame/peau sur la tôle, puis au moment où l'extrémité de la peau est en contact avec la doublure.

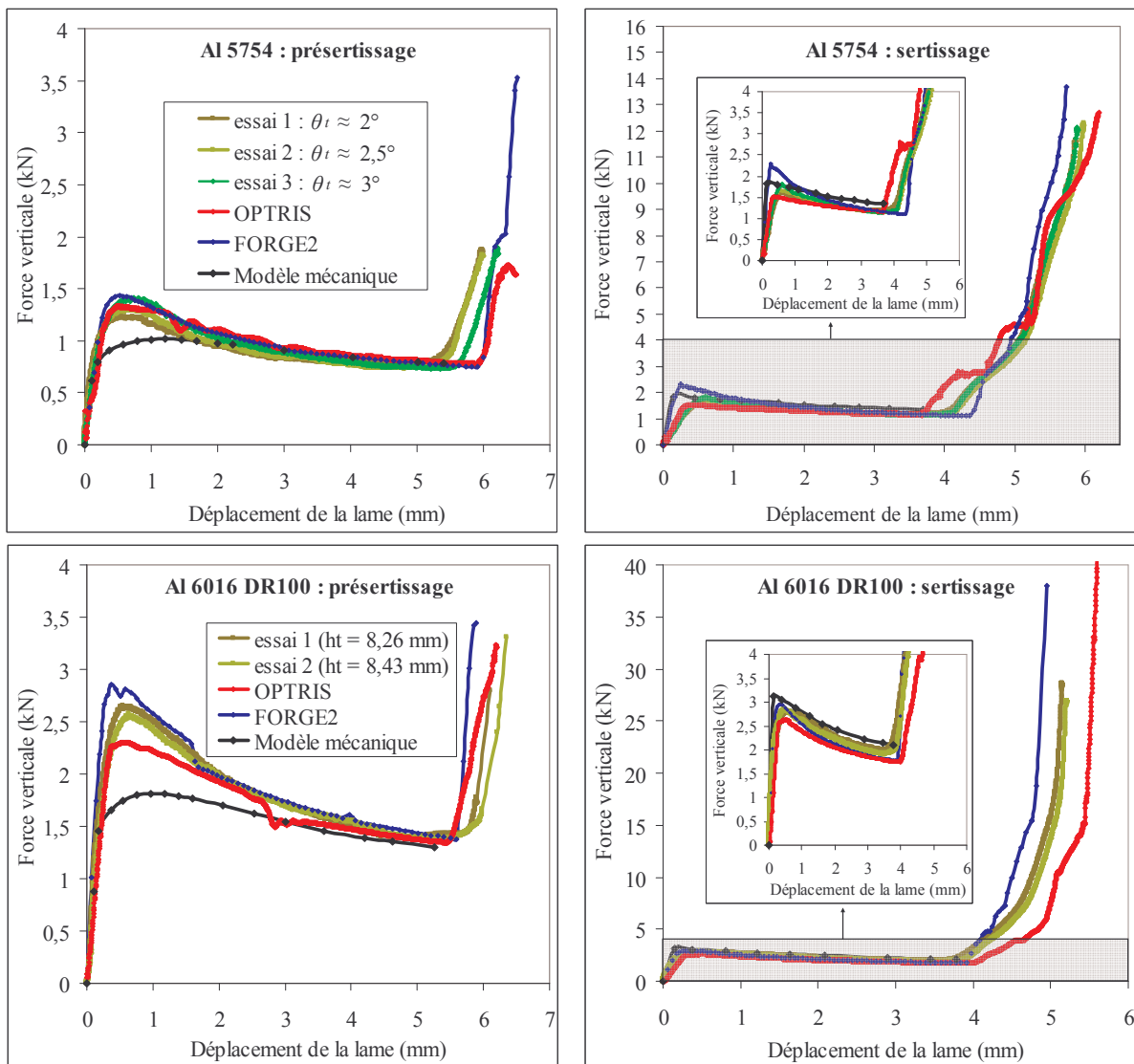


Fig. 6.11. Forces calculées par les différentes modélisations pour les pièces en alliage d'aluminium.

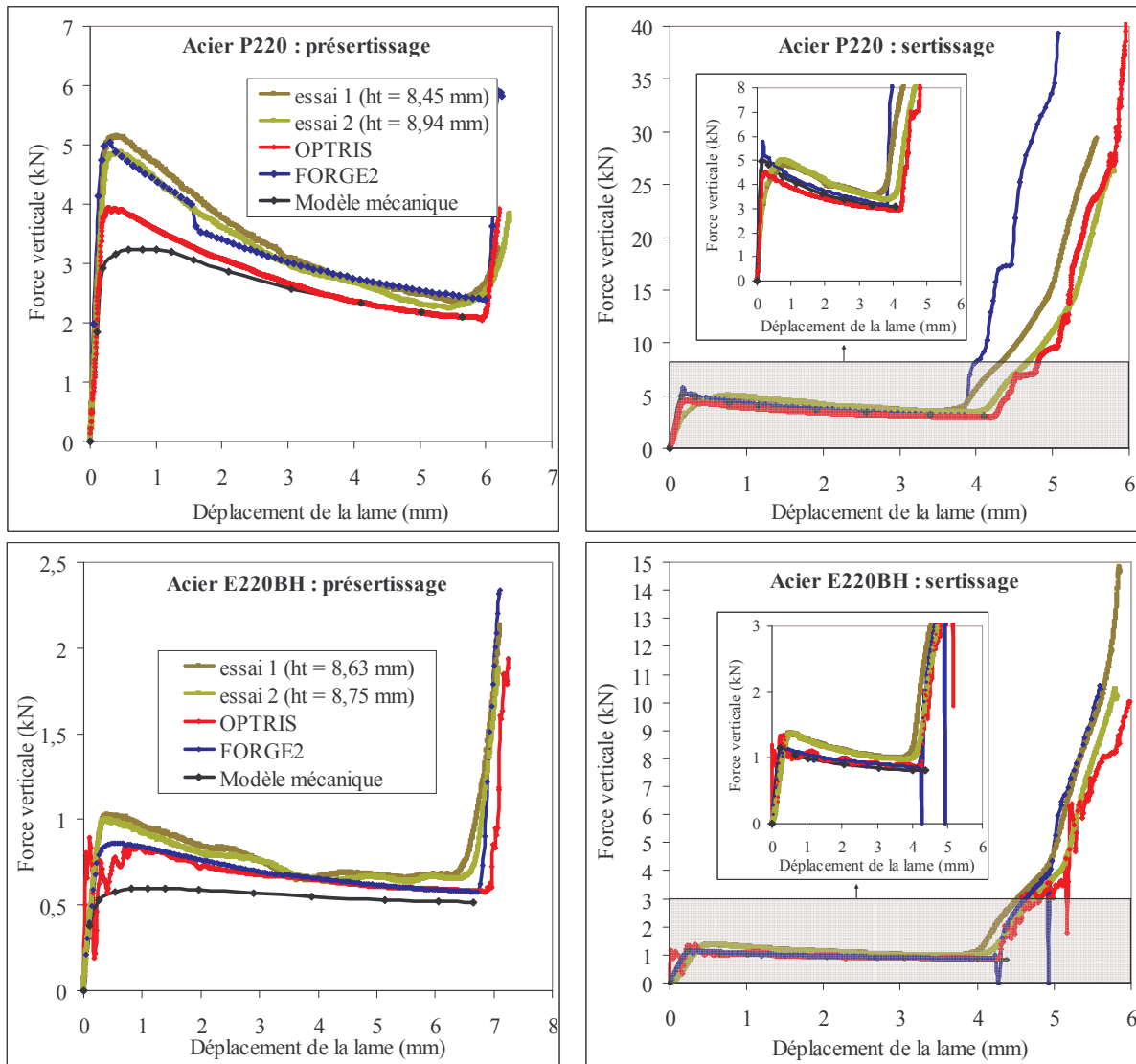


Fig. 6.12. Forces calculées par les différentes modélisations pour les pièces en acier.

6.3.3. Interprétations et synthèse des résultats

6.3.3.1. Comparaison entre les champs de déformation

Afin de mieux interpréter les résultats précédents, il est intéressant de comparer aussi les déformations plastiques équivalentes déterminées à chaque étape : après tombage, présertissage et sertissage. On prend à titre indicatif l'éprouvette en alliage d'aluminium 6016 DR100. La figure 6.13 présente la répartition de la déformation plastique équivalente calculée par les modélisations sur la surface externe (en extension) de la peau. On note que le niveau maximal des déformations est du même ordre de grandeur quel que soit le modèle de calcul par éléments finis choisi.

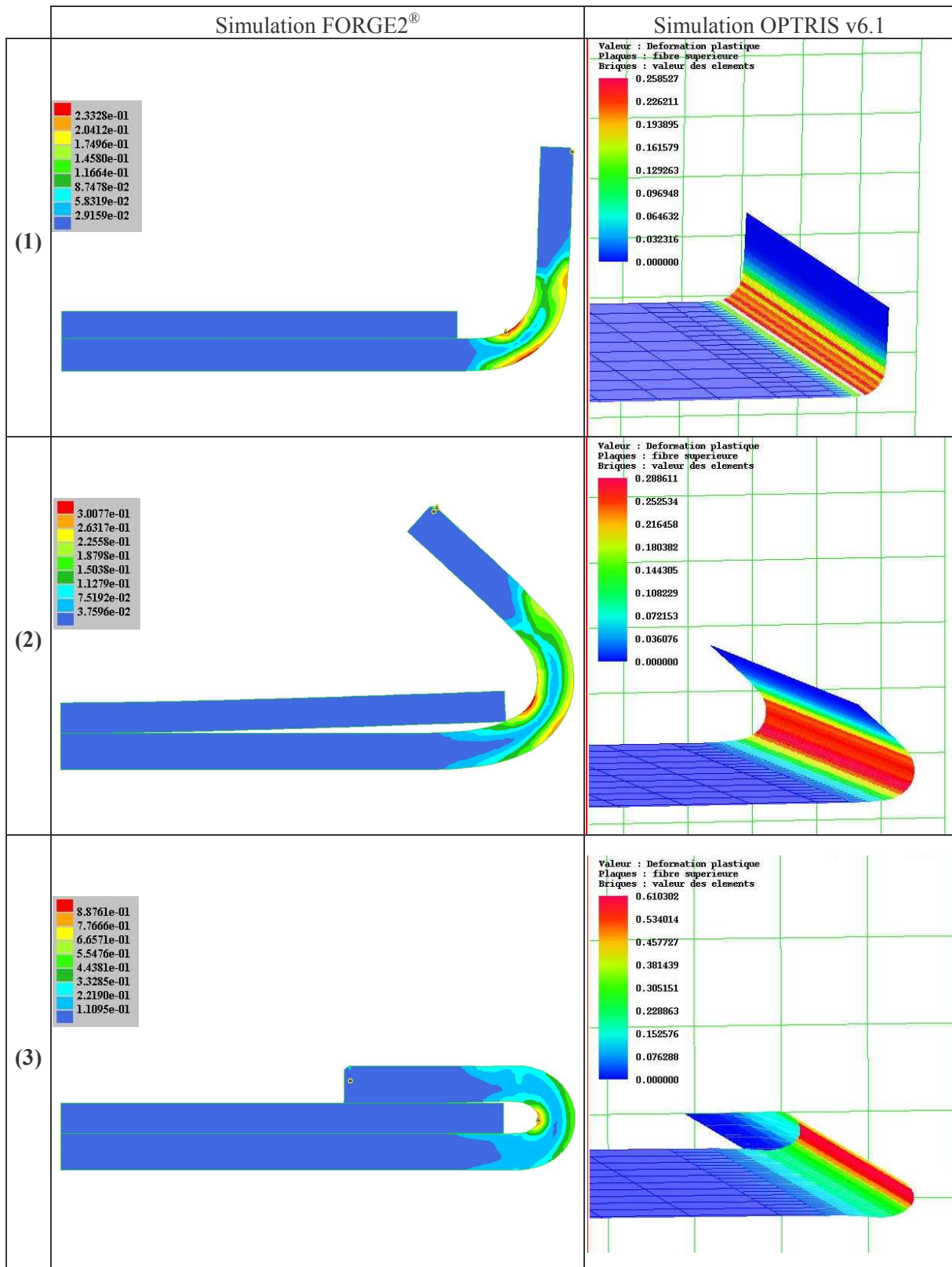


Fig. 6.13. Déformation plastique équivalente calculée à partir des modèles d'éléments finis après simulation du tombage (1), présertissage (2) et sertissage (3) de l'éprouvette en Al 6016 DR100.

La figure 6.14 illustre les profils de déformation plastique équivalente extraits de ces calculs et tracés sur la surface en extension d'une section transversale. L'origine du profil est prise au point extrême du bord tombé en contact avec les lames. On a considéré pour OPTRIS v6.1 la section centrale de l'éprouvette sur laquelle l'hypothèse des déformations planes est bien vérifiée. Le profil est donné suivant la fibre moyenne pour le modèle mécanique et pour OPTRIS v6.1 et selon la fibre externe pour le modèle FORGE2[®], ce qui explique des répartitions plus « étalées » pour cette dernière modélisation.

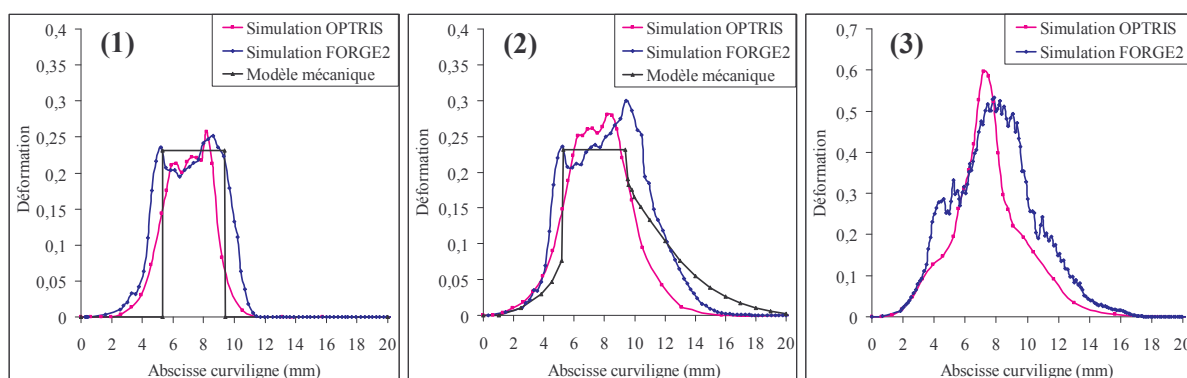


Fig. 6.14. Profils de déformation plastique équivalente calculés par les trois modélisation sur la surface en extension de l'éprouvette en Al 6016 DR100 après tombage (1), présertissage (2) et sertissage (3).

Les calculs prévoient au final des déformations plastiques locales atteignant environ 0,5 à 0,6 dans la zone critique du serti en Al 6016 DR100. A titre indicatif, cette valeur est supérieure aux déformations maximales $\bar{\epsilon}^{\max}$ de l'ordre de 0,35 à 0,4 mesurées pour cette nuance après rupture en traction uni-axiale (voir tableau 2.6 du chapitre 2). Cette comparaison confirme le risque de rupture localisée dans la zone critique du serti mise en évidence par les observations des microfissures réalisées au MEB (voir figure 4.10 du chapitre 4).

On note par ailleurs une forte similarité entre les déformations plastiques calculées par éléments finis. Ce constat montre d'une part la cohérence entre la modélisation volumique et la modélisation coques même si cette dernière ne respecte pas scrupuleusement les critères d'utilisation des éléments coques fondés sur la théorie de Reissner/Mindlin (voir chapitre 5). D'autre part, les résultats montrent que la déformation supposée après tombage dans le modèle mécanique est quantitativement en accord avec les déformations plastiques prédites par les simulations par éléments finis. Mais contrairement aux calculs par éléments finis, le modèle mécanique ne suppose pas de plastification à l'extérieur du rayon de tombage. Mais ce dernier prévoit une plastification au-delà du rayon de tombage au cours du présertissage, tout comme les simulations par éléments finis. Une étude déjà menée par Sigvant [3] et confirmée dans le cadre de cette thèse a montré que la simulation du présertissage et du sertissage sans simuler l'étape antérieure de tombage diminue nettement les enroulements, en raison de l'absence de plastification induite par le tombage. Cette observation est en accord avec la tendance du calcul mécanique à sous-estimer les enroulements par rapport aux deux autres modèles. En effet, ce modèle ne tient pas compte de la plastification en dehors du rayon de tombage. Cette constatation rend évidente la nécessité absolue de simuler le tombage ou toutes autres étapes d'emboutissage précédant le présertissage et le sertissage.

6.3.3.2. Evaluation de la pertinence de la simulation préalable du tombage

Afin d'évaluer la pertinence de la simulation préalable du tombage, on cherche à déterminer expérimentalement les déformations plastiques équivalentes issues de cette étape. Il n'est pas possible de réaliser une mesure des déformations grâce à ARAMIS en raison de la trop forte courbure empêchant la bonne corrélation entre les images. C'est pourquoi des essais de microdureté sont effectués dans plusieurs sections transversales d'une éprouvette à bord droit en Al 6016 DR100 selon la procédure présentée au paragraphe 2.4.1 du chapitre 2. On utilise ici une force de 1 N. Les indentations sont effectuées le long de sections notées S₁, S₂, ... , S₁₈ traversant l'épaisseur de la tôle (voir figure 6.15). Les empreintes sont espacées entre elles de 0,1 mm et sont réalisées à partir d'une distance de 0,15 mm de chaque bord. Chaque valeur de microdureté est la moyenne de trois mesures effectuées sur le même échantillon : une sur la section, une au dessus et une en dessous. Afin de permettre la comparaison avec les simulations du tombage, les valeurs de dureté Vickers obtenues sont identifiées aux valeurs de déformations plastiques équivalentes associées à partir de la loi d'écrouissage intermédiaire utilisée dans les simulations. On rappelle que la dureté Vickers H_v est reliée à la contrainte d'écoulement σ_0 par un facteur 3 et que la déformation induite par l'indentation est estimée à 8 %. La déformation plastique équivalente $\bar{\epsilon}_p$ résultant de l'écrouissage du matériau à une contrainte σ_0 est déduite des relations :

$$\begin{cases} \bar{\epsilon}_p = \epsilon_p^t - 0,08 \\ \sigma_0 = 523 (\epsilon_p^t + 0,001)^{0,318} \exp(-0,31 \epsilon_p^t) \\ \sigma_0 = \frac{H_v}{3} \end{cases} \quad (6.1)$$

On en déduit la cartographie présentée sur la figure 6.15 et comparée aux déformations calculées à l'intérieur de la tôle après la simulation du tombage.

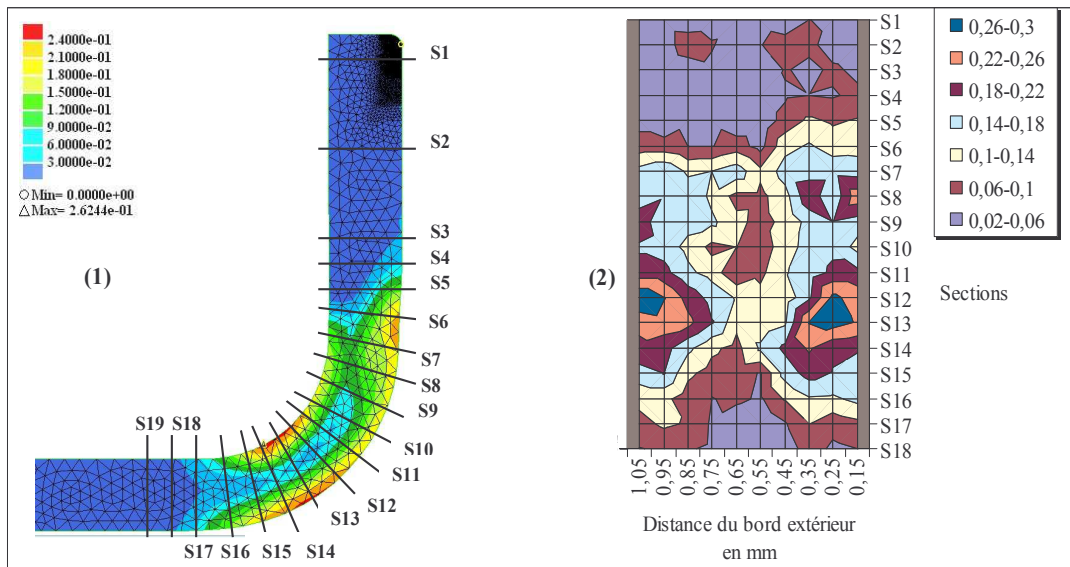


Fig. 6.15. Cartographie de la déformation plastique équivalente obtenue par la simulation numérique FORGE2[®] du tombage (1) comparée à celle déduite d'essais de microdureté (2).

Les déformations issues de la flexion de la tôle au cours du tombage et calculées par FORGE2[®] sont conformes à celles obtenues grâce aux essais de microdureté. On retrouve quantitativement les mêmes niveaux de déformation et une répartition qualitativement comparable. La déformation maximale atteinte numériquement est de 0,27 en compression alors qu'elle est estimée par les essais de microdureté à 0,28. De même, la déformation maximale atteinte en extension est mesurée à environ 0,25 alors que la simulation prévoit une valeur de 0,24. Ces résultats stipulent que la complexité du champ de déformations induit par l'opération de tombage semble correctement prédite à partir des modèles par éléments finis. Cette observation confirme notamment le bon accord entre les enroulements expérimentaux après présertissage et ceux calculés par les simulations par éléments finis. L'analyse montre la nécessité de simuler l'opération préalable de tombage induisant un champ de déformation relativement complexe par rapport à ce que l'on suppose par exemple dans le modèle mécanique. Ces résultats montrent une fois de plus la richesse des informations issues des essais de microdureté. Cependant, en raison des effets de bord, nous n'avons pas été capables d'évaluer les niveaux de déformations en extrême surface du bord tombé.

6.3.3.3. Discussions et synthèse des résultats

Les modèles par éléments finis reproduisent correctement les déformations induites par la flexion de la tôle. Cet argument corrobore la similarité entre les enroulements obtenus expérimentalement après le présertissage et ceux calculés par OPTRIS v6.1 et FORGE2[®]. On observe dès le début du sertissage une divergence entre les différents enroulements. Ces différences s'amplifient lors de l'écrasement final du serti bien que les répartitions finales de la déformation illustrées sur la figure 6.14 soient relativement analogues. Cette dernière constatation montre que les éléments finis coques semblent pertinents pour la simulation du sertissage.

Pour expliquer les écarts entre les résultats géométriques issus des codes d'éléments finis, Svensson a montré qu'indépendamment de l'élément fini choisi, la différence entre le type d'intégration (implicite dans FORGE2[®], explicite dans OPTRIS v6.1) affecte peu les résultats [4]. Par contre, la gestion du contact est différente entre les deux modélisations : tandis que les noeuds des éléments coques sont assimilés à des sphères pour la gestion du contact dans OPTRIS v6.1, les éléments volumiques de FORGE2[®] permettent une représentation réelle correcte du contact entre la lame et la peau. Cette hypothèse peut expliquer les différences observées sur les pics d'efforts présents au début de chaque phase entre la modélisation volumique FORGE2[®] et les deux autres modélisations. Elle peut aussi permettre de comprendre les différences plus marquées entre les enroulements après l'écrasement final en sertissage. En effet, cette phase induit de multiples contacts entre les pièces dont la gestion est plus complexes à gérer (contact lame/peau se déplaçant sur la surface de la peau et contact peau/doublure). De plus, le décalage entre les calculs de remontée finale des forces présentées sur les courbes 6.11 et 6.12 renforce cette hypothèse permettant d'interpréter la différence entre les résultats des simulations. Svensson et Mattiasson [5] ont vérifié cette hypothèse en traçant l'évolution du moment de flexion dans une section du rayon de tombage au cours de simulations réalisées respectivement avec des éléments finis coques et des éléments finis volumiques. Ils mettent en évidence des écarts entre les courbes au cours du tombage et du sertissage, phases impliquant de nombreux contacts entre les pièces. En considérant un frottement nul entre les pièces, ils ont montré que les différences s'estompent fortement notamment en sertissage. Cet argument nous amène à conclure que la raison principale expliquant la différence entre les résultats au sertissage est une gestion différente du contact entre les deux types d'éléments.

On retient globalement la tendance à la surestimation de l'enroulement final par rapport à l'expérience. Les tendances sont globalement similaires dans les travaux de Sigvant [3] qui a travaillé surtout sur la contribution des résultats numériques aux différents critères d'anisotropie des tôles. Il a montré en particulier que les simulations utilisant une modélisation volumique des tôles étaient très fortement dépendantes de l'anisotropie et que l'utilisation du critère de Hill48 provoquait une diminution de l'enroulement final calculé après sertissage [6]. Cela explique que les simulations FORGE2[®] donnent parfois des résultats géométriques étonnamment moins bons que OPTRIS v6.1 avec le critère de von Mises. Des critères anisotropes non quadratiques ont également été appliqués à la simulation du sertissage par Sigvant [7] comme le critère de Barlat91 [8]. Bien que ce critère reproduit plus fidèlement la forme de la surface de charge pour les alliages d'aluminium ou pour certains aciers, les enroulements expérimentaux restent malgré tout surestimés de façon significative par les simulations [7]. Avant d'étudier l'effet de l'intégration des lois d'écrouissage mixte en sertissage, il convient de se pencher sur la sensibilité des enroulements aux différents paramètres géométriques, rhéologiques et tribologiques.

6.4. Analyse de sensibilité de l'enroulement en simulation

Cette étude consiste à évaluer qualitativement et quantitativement la sensibilité numérique de l'enroulement aux différents paramètres géométriques, tribologiques et rhéologiques introduits dans les simulations par éléments finis. L'objectif est de cerner les paramètres qui influencent le plus l'enroulement. D'autres grandeurs résultant du sertissage peuvent être aussi analysées comme l'amplitude du défaut de ligne en creux ou encore les forces mises en jeu. L'enroulement a été choisi puisqu'il semble plus difficilement prévisible que les deux autres observables, compte tenu des comparaisons faites avec les essais et illustrées au paragraphe précédent. Les lois d'écrouissage isotrope sont encore prises en compte ici pour l'étude de sensibilité. Afin d'être plus représentatif du comportement anisotrope des tôles, le critère d'écrouissage de Hill48 disponible dans OPTRIS v6.1 est utilisé avec les trois coefficients de Lankford mesurés en traction.

6.4.1. Sensibilité à chaque paramètre

6.4.1.1. Définition

Le problème inhérent à l'étude de sensibilité revient à perturber successivement chaque paramètre d'entrée p_i d'une quantité Δp_i en laissant fixes toutes les autres variables. On utilise par défaut les valeurs moyennes $(p_1^m, \dots, p_i^m, \dots, p_n^m)$ de chaque paramètre $(p_1, \dots, p_i, \dots, p_n)$ déterminées expérimentalement et utilisées en simulation. Chaque paramètre est déterminé à une incertitude près, notée ici $\pm \Delta p_i$ et donnée pour chaque mesure (voir chapitre 4). L'objectif est de déterminer la perturbation ΔE_i engendrée sur l'enroulement (noté ici E_R) par rapport à la valeur de référence obtenue en utilisant les valeurs moyennes de chaque paramètre. Cette quantité notée E^m est définie par :

$$E^m = E_R(p_1^m, \dots, p_i^m, \dots, p_n^m) \quad (6.2)$$

où $E_R(\dots)$ correspond à la fonction mathématique donnant l'enroulement calculé par chaque modélisation numérique à partir des paramètres d'entrée $(p_1, \dots, p_i, \dots, p_n)$.

Cette fonction est bien définie puisque l'unicité de la solution des calculs par éléments finis est correctement assurée. Ceci justifie l'intérêt d'utiliser les tailles de maille préconisées auparavant pour garantir la stabilité de la solution vis-à-vis des caractéristiques du maillage. On définit la sensibilité S_i de l'enroulement E_R au paramètre p_i de la manière suivante :

$$S_i = \frac{\partial E_R}{\partial p_i^m} \approx \frac{E_R(p_1^m, \dots, p_i^m + \Delta p_i, \dots, p_n^m) - E_R(p_1^m, \dots, p_i^m - \Delta p_i, \dots, p_n^m)}{2\Delta p_i} \quad (6.3)$$

Si $S_i > 0$, la croissance du paramètre p_i entraîne celle de l'enroulement. Si $S_i < 0$, l'enroulement décroît avec l'augmentation de p_i . On définit ainsi la perturbation résultante sur l'enroulement par :

$$\Delta E_i = S_i \Delta p_i \quad (6.4)$$

La figure 6.16 résume schématiquement le problème de l'analyse de sensibilité en illustrant les différentes notations adoptées où f_{p_i} et f_{E_R} désignent respectivement les lois de répartition de p_i et de l'enroulement E_R .

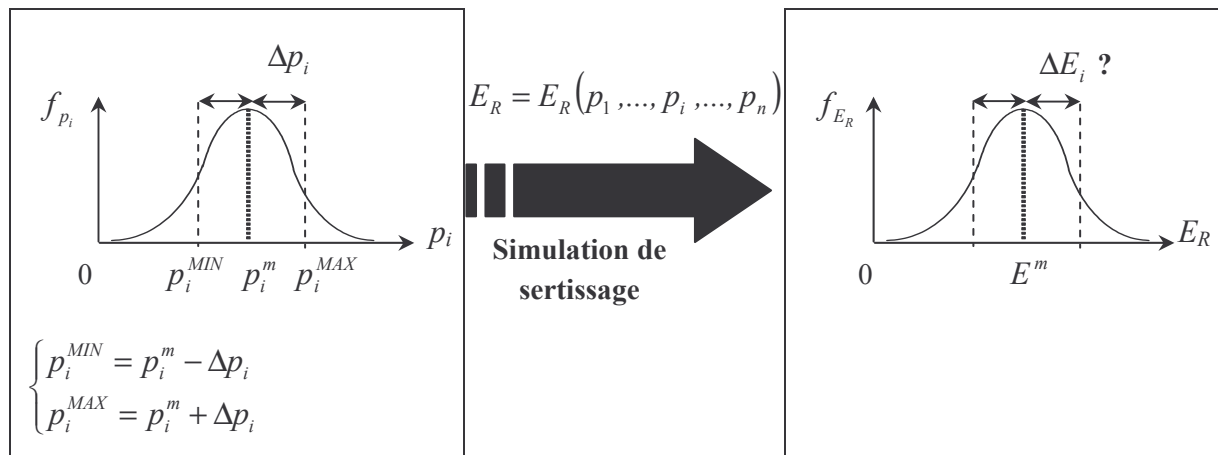


Fig. 6.16. Illustration de l'étude de sensibilité de l'enroulement E_R à un paramètre d'entrée p_i .

6.4.1.2. Application au sertissage de l'éprouvette en Al 6016 DR100

Les différents paramètres géométriques, rhéologiques et tribologiques sont rappelés dans le tableau 6.6 et sont mesurés pour les essais de présertissage/sertissage effectués sur l'éprouvette en alliage d'aluminium 6016 DR100. Seuls les coefficients de frottement entre doublure/peau et peau/matrice n'ont pas pu être mesurés. Ils sont fixés arbitrairement à une valeur moyenne de 0,13. Le calcul des sensibilités est déduit du calcul de l'enroulement par les simulations en considérant successivement $(p_1, \dots, p_i^{MIN}, \dots, p_n)$ et $(p_1, \dots, p_i^{MAX}, \dots, p_n)$ comme paramètres. On en déduit la sensibilité des enroulements après présertissage E_p et après sertissage E_s à chaque paramètre, respectivement pour les modélisations FORGE2[®] et OPTRIS v6.1 (voir tableau 6.7).

Paramètres p_i		p_i^m	$2\Delta p_i$
Paramètres géométriques et relatifs au procédé	e_{peau} (mm)	1,2	0,04
	$e_{doublure}$ (mm)	1	0,04
	J (mm)	0	0,1
	h_t (mm)	8,27	0,18
	l_3 (mm)	1	0,2
	l_4 (mm)	14,6	0,4
	θ_p (°)	45	4
	e_s (mm)	3,44	0,08
Coefficients de frottement entre peau et lames	$f^{presertissage}$	0,195	0,04
	$f^{sertissage}$	0,21	0,03
Coefficient entre les autres pièces	$f^{tombage}, f^{presertissage}, f^{sertissage}$	0,13	0,20
Coef. d'érouissage	n_{peau}	$0,215 < n_{peau} < 0,255$	0,04
Module d'Young	$E_{doublure}$ (MPa)	70000	10000

Tab. 6.6. Valeurs moyennes et incertitudes des paramètres d'entrée déduites de l'étude expérimentale du sertissage d'éprouvettes à bord droit.

Paramètres p_i	FORGE2 [®]		OPTRIS v6.1	
	E_p (mm)	E_s (mm)	E_p (mm)	E_s (mm)
e_{peau} (mm)	+ 0,16	+ 0,17	+ 0,14	+ 0,12
$e_{doublure}$ (mm)	- 0,07	- 0,06	- 0,08	- 0,06
n_{peau}	+ 0,8	+ 1	+ 0,5	+ 0,7
J (mm)	+ 0,3	+ 0,28	+ 0,25	+ 0,2
h_t (mm)	+ 0,11	+ 0,11	+ 0,13	+ 0,12
l_3 (mm)	+ 0,05	+ 0,04	+ 0,03	+ 0,04
l_4 (mm)	+ 0,01	+ 0,01	+ 0,01	+ 0,01
θ_p (°)	- 0,01	- 0,01	- 0,01	- 0,01
e_s (mm)	-	+ 0,36	-	+ 0,25
$f^{presertissage}$ (lame/peau)	- 3,1	- 2	- 3,5	- 2,2
$f^{sertissage}$ (lame/peau)	-	- 1	-	- 0,8
f entre les autres pièces	négligeable			
n_{peau}	+ 0,8	+ 1	+ 0,5	+ 0,7
$E_{doublure}$ (MPa)	- $4 \cdot 10^{-7}$	- $4 \cdot 10^{-7}$	- $2 \cdot 10^{-7}$	- $2 \cdot 10^{-7}$

Tab. 6.7. Sensibilités S_i des enroulements déterminées pour les deux modélisations par éléments finis.

De ces valeurs, on déduit les perturbations induites sur les enroulements après présertissage et après sertissage ΔE_i par la variation de chaque paramètre Δp_i autour de sa valeur moyenne. La figure 6.17 illustre qualitativement et quantitativement l'influence de chaque paramètre sur les valeurs des enroulements calculées par les deux modélisations par éléments finis. Les résultats mettent clairement en évidence l'influence de premier ordre du coefficient de frottement en présertissage entre la lame et la peau. Les paramètres ayant un effet de deuxième ordre sur les calculs des enroulements sont :

- le coefficient de frottement entre la peau et la lame de sertissage,
- le coefficient d'érouissage de la peau lié à son comportement plastique,
- la hauteur de bord tombé,
- les paramètres liés au procédé tels que :
 - le jeu J en cours de tombage,
 - la course de la lame de présertissage liée à l'angle θ_p ,
 - la course de la lame de sertissage liée à l'épaisseur finale de serti e_s .

Les coefficients de frottement entre les autres pièces n'ont pratiquement aucun effet visible sur les calculs des enroulements, ce qui montre qu'il n'est pas nécessaire de les connaître parfaitement pour les simulations de sertissage.

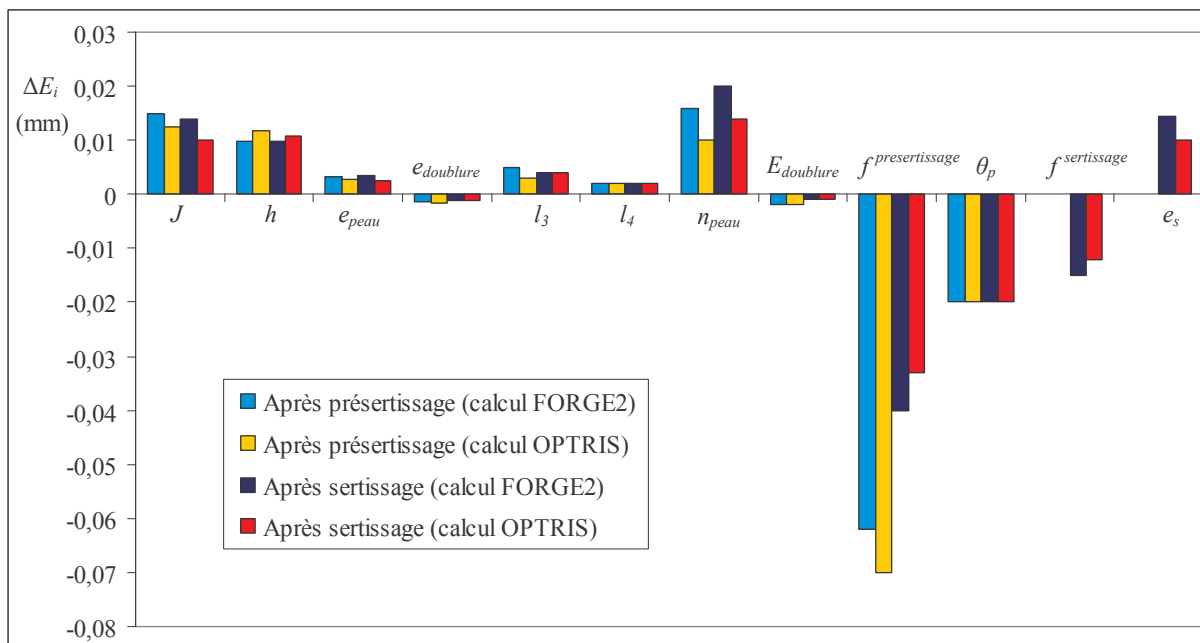


Fig. 6.17. Variations sur les enroulements ΔE_i induites par les incertitudes mesurées sur chaque paramètre p_i .

6.4.2. Sensibilité globale et corrélation entre les essais et les calculs

6.4.2.1. Définition et détermination du spectre des enroulements

Une seule simulation est trop souvent réductrice pour juger de la pertinence des modélisations dans un système où les paramètres d'entrée sont nombreux et dispersifs comme au sertissage. Il est évident qu'il existe une infinité de combinaisons possibles de paramètres d'entrée dont chaque valeur est comprise dans leur intervalle de confiance respectif $[p_i^{MIN}, p_i^{MAX}]$. Il s'agit alors de connaître l'effet dispersif de tous les paramètres simultanément sur la dispersion des enroulements calculés en simulation.

Connaissant les lois statistiques de distribution des paramètres d'entrée, il est possible à partir de simulations Monte-Carlo [9] de générer aléatoirement des combinaisons de paramètres qui, introduites dans les simulations numériques, génèrent en sortie les enroulements dont on peut déduire la distribution statistique correspondante. Le nombre de combinaisons testées par les méthodes de Monte-Carlo rend ce travail fastidieux à cause des multiples évaluations des enroulements à effectuer par les simulations du tombage/présertissage/sertissage (soit six calculs à chaque fois, en comptant les calculs intermédiaires du retrait des outils). Une autre possibilité consiste à appliquer des méthodes de régression destinées à effectuer une estimation des enroulements en fonction des paramètres d'entrée influents [10]. La construction du modèle de régression se fait en plusieurs étapes. La première étape consiste à supposer le modèle de régression linéaire. L'enroulement est alors fonction des paramètres d'entrée les plus influents et exprimé de la manière suivante :

$$E_R(p_1, \dots, p_i, \dots, p_n) = \beta_0 + \sum_{i=1}^n \beta_i p_i + \tilde{e} \quad (6.5)$$

où $(\beta_0, \beta_1, \dots, \beta_i, \dots, \beta_n)$ sont les coefficients de régression à estimer et où \tilde{e} est l'erreur commise par la régression.

La deuxième étape consiste à tester la pertinence du modèle en comparant pour plusieurs combinaisons de paramètres, les enroulements donnés par ce modèle avec ceux évalués exactement par les simulations par éléments finis. La troisième étape consiste à améliorer le modèle en intégrant éventuellement des termes d'ordre 2 au vu des résultats comparatifs donnés à l'étape précédente. Les deux dernières étapes de test et d'amélioration des modèles sont réalisées de façon itérative jusqu'à ce que la valeur de l'erreur \tilde{e} soit suffisamment faible [10]. Les coefficients de régression étant ainsi déterminés, il est aisé de déterminer grâce à des méthodes de Monte-Carlo la loi statistique de répartition des enroulements obtenus en simulation par éléments finis. Ces simulations Monte-Carlo ne nécessitent pas l'évaluation exacte des enroulements par la simulation numérique. Mais pour rendre le modèle de régression robuste, il est encore nécessaire d'effectuer un certain nombre de simulations par éléments finis à partir de plusieurs combinaisons de paramètres d'entrée.

Au vu de ce travail fastidieux, nous nous sommes contentés de déterminer le spectre des enroulements obtenus par les différentes modélisations par éléments finis, compte tenu de l'incertitude de détermination sur tous les paramètres d'entrée du sertissage. Connaissant l'influence qualitative de chaque paramètre sur les enroulements (voir paragraphe précédent), il est aisé d'en déduire respectivement la borne inférieure et supérieure des enroulements pouvant être atteinte par FORGE2®

ou par OPTRIS v6.1, respectivement notée E_{MIN} et E_{MAX} . Ces deux valeurs sont atteintes par les calculs pour des combinaisons de paramètres d'entrée où chacun prend soit sa valeur maximale, soit sa valeur minimale en fonction du signe de la sensibilité S_i . En résumé,

$$E_{MIN} = E_R(p_1, \dots, p_i, \dots, p_n) \text{ où } \begin{cases} p_i = p_i^{MIN} & \text{si } S_i > 0 \\ p_i = p_i^{MAX} & \text{si } S_i < 0 \end{cases} \quad (6.6)$$

$$E_{MAX} = E_R(p_1, \dots, p_i, \dots, p_n) \text{ où } \begin{cases} p_i = p_i^{MAX} & \text{si } S_i > 0 \\ p_i = p_i^{MIN} & \text{si } S_i < 0 \end{cases} \quad (6.7)$$

Le tableau 6.8 ci-après présente les deux combinaisons de paramètres permettant d'en déduire à partir de deux simulations de l'intégralité du procédé (tombage/présertissage/sertissage) le spectre des valeurs d'enroulement $[E_{MIN}, E_{MAX}]$ pouvant être balayé par les calculs.

Paramètres d'entrée		C_{MIN}	C_{MAX}
Paramètres géométriques	J (mm)	MIN	MAX
	h_t (mm)	MIN	MAX
	e_{peau} (mm)	MIN	MAX
	$e_{doublure}$ (mm)	MAX	MIN
	l_3 (mm)	MIN	MAX
	l_4 (mm)	MIN	MAX
	θ_p (°)	MAX	MIN
	e_s (mm)	MIN	MAX
Rhéologie	n_{peau}	MIN	MAX
	$E_{doublure}$ (MPa)	MAX	MIN
Tribologie	$f^{présertissage}$	MAX	MIN
	$f^{sertissage}$	MAX	MIN
Enroulement au présertissage ou au sertissage		E_{MIN}	E_{MAX}

Tab. 6.8. Combinaisons de paramètres C_{MIN} et C_{MAX} permettant de réaliser les simulations donnant les enroulements extrêmes.

6.4.2.2. Application aux différentes nuances étudiées

Le raisonnement précédent est appliqué aux simulations OPTRIS v6.1 et FORGE2[®] du tombage/présertissage/sertissage des six nuances étudiées. La figure 6.18 suivante présente les spectres des enroulements obtenus pour chaque nuance. Les traits noirs indiquent la valeur de l'enroulement E_m calculée à partir des paramètres d'entrée moyens.

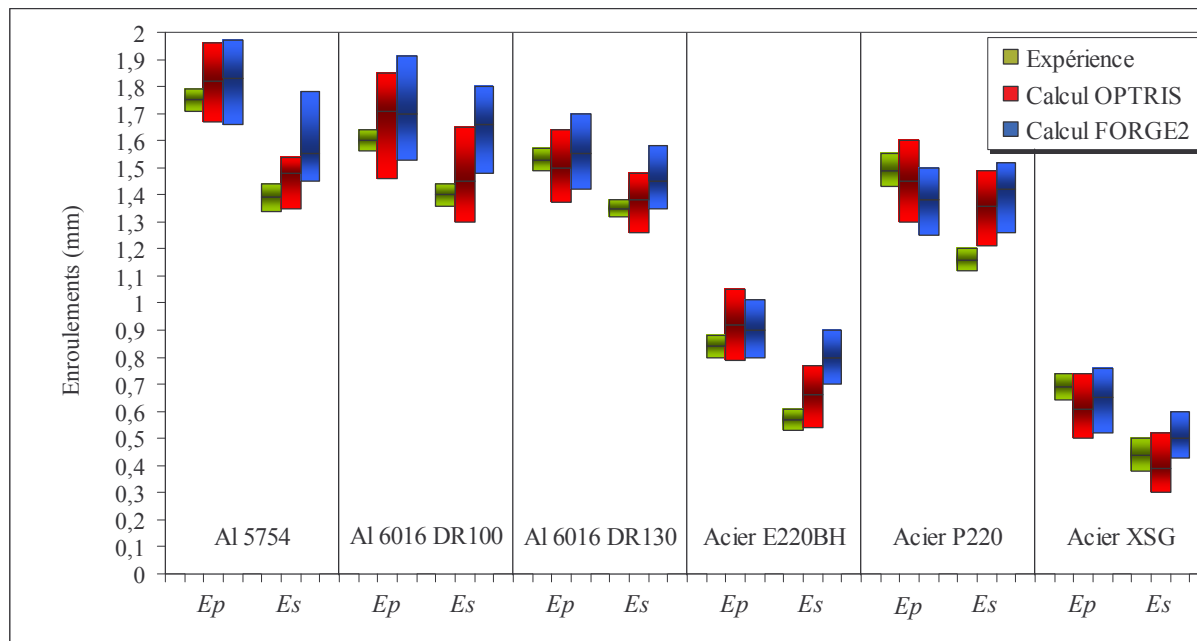


Fig. 6.18. Spectres des enroulements calculés par FORGE2® et OPTRIS v6.1.

Les résultats confirment plus nettement les conclusions déjà établies plus haut. D'une part, les deux résultats numériques sont en accord avec les essais de présertissage puisque les valeurs expérimentales sont globalement balayées par les calculs. D'autre part, ils montrent la tendance générale à la surestimation de l'enroulement final qui est plus nettement marquée dans la modélisation FORGE2®. Il faut rappeler que l'anisotropie des tôles est intégrée dans les simulations OPTRIS v6.1 par le critère de Hill48. Dans le cadre de la modélisation OPTRIS v6.1 par des éléments coques, les valeurs d'enroulements calculées pour les aciers augmentent d'environ 0,05 mm par rapport à celles obtenues en utilisant le critère de von Mises. La faiblesse des coefficients d'anisotropie dans les nuances en alliage d'aluminium entraîne une faible incidence de l'anisotropie sur les enroulements calculés. Le critère d'anisotropie de Hill48 n'étant pas disponible dans FORGE2®, nous ne pouvons pas comparer l'effet de la prise en compte de l'anisotropie dans les éléments volumiques, celui-ci ayant été étudié par Sigvant [3], [6], [7].

6.5. Effet des lois d'érouissage combiné en simulation de sertissage

Face aux différences observées entre les essais et les calculs, notamment en sertissage, nous avons été conduit à utiliser des modèles de comportement plus sophistiqués et encore très peu exploités dans le cadre de la simulation du sertissage. Il s'agit des lois d'érouissage combiné intégrant l'érouissage cinématique à l'érouissage isotrope et dont les coefficients sont identifiés plus haut pour trois nuances : les tôles en alliage d'aluminium 5754 et 6016 DR100 et les tôles en acier E220BH. Ce n'est que très récemment qu'une étude a été publiée sur l'utilisation de l'érouissage cinématique en simulation de sertissage [11]. Le premier paragraphe illustre l'intérêt d'utiliser de telles lois d'érouissage pour décrire le comportement rhéologique des tôles en sertissage. Le deuxième paragraphe présente les effets apportés par ces modèles sur les résultats numériques.

6.5.1. Analyse locale de la nature des sollicitations

La figure 6.19 montre l'évolution de la déformée de la tôle en alliage d'aluminium 5754 et de la déformation plastique équivalente (cumulée) dans FORGE2[®] avec la loi standard de Krupkowski extraite des essais de traction dans le sens de laminage (0°) :

$$\sigma = 437(\bar{\epsilon}_p + 0,0045)^{0,293} \quad (6.8)$$

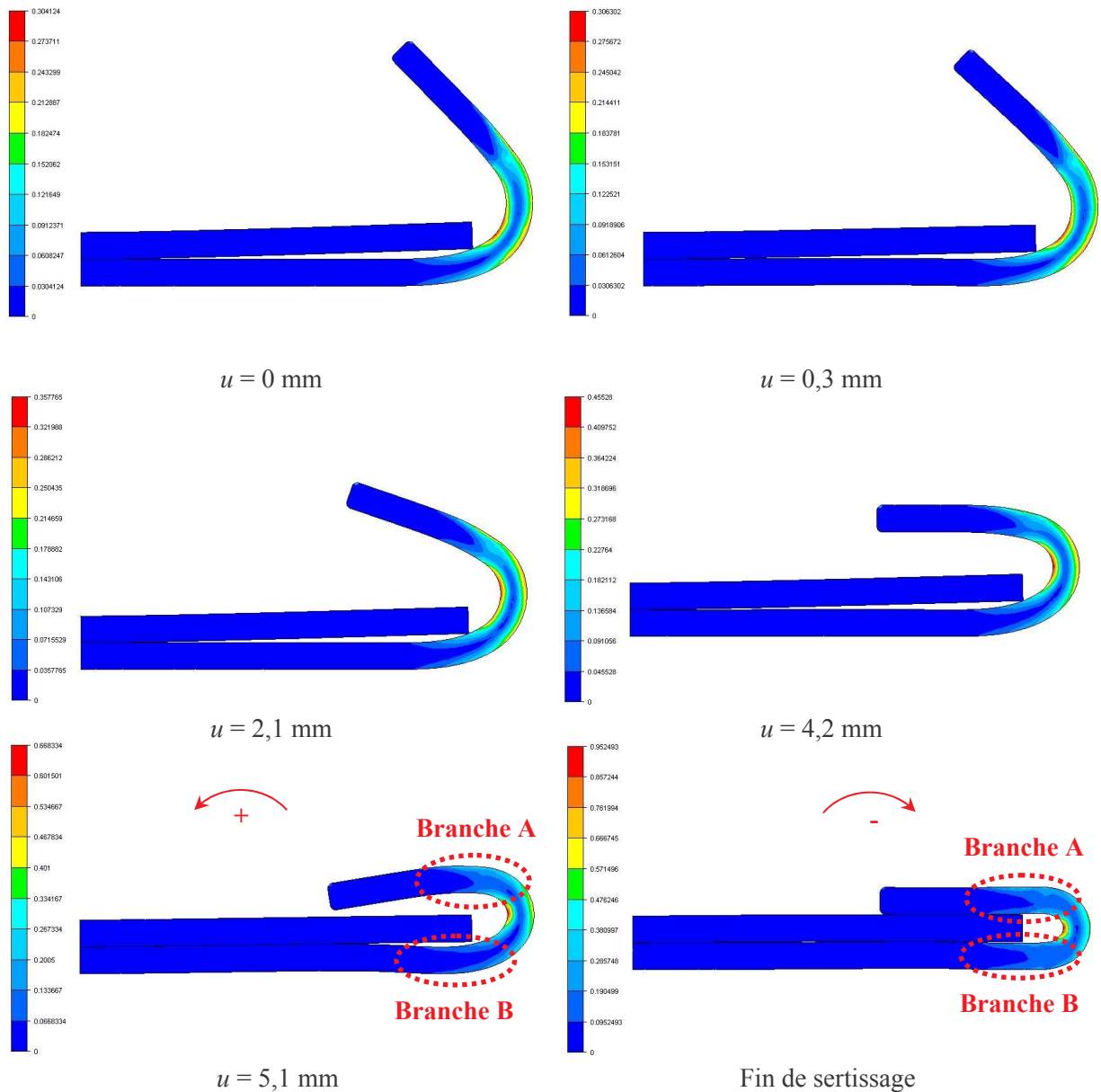


Fig. 6.19. Evolution de la déformée de la peau et de la déformation plastique équivalente cumulée en simulation de l'étape de sertissage.

La figure met en évidence l'apparition du défaut de ligne en creux dans la partie de la peau située sous la doublure dès le début du sertissage (pour $u = 0,3$ mm). Si l'on compare l'image pour laquelle $u = 0,3$ mm à celle où $u = 5,1$ mm, ce défaut tend à s'accroître au cours du procédé, notamment à partir du moment où la lame de sertissage tangente horizontalement la peau (pour $u = 4,2$ mm). Les branches A et B de la peau représentées sur la figure 6.19 et avoisinant la zone fortement courbée résultent tout d'abord d'une flexion positive (selon le sens indiqué sur la figure 6.19). Dès que l'extrémité de la peau rentre en contact avec la doublure, la flexion est réalisée dans le sens inverse puisque les branches A et B sont remises à plat lors de l'écrasement final du serti. Ces observations prouvent qualitativement l'existence d'un pliage suivi d'un dépliage présent à l'échelle locale de la tôle en simulation numérique. Cet effet est aussi constaté expérimentalement si l'on observe l'évolution de la déformée des tôles en sertissage déjà présentée sur la figure 4.5 du chapitre 4.

En vue de la quantification locale de ces sollicitations cycliques, on a suivi à l'aide de capteurs lagrangiens positionnés sur la partie de la peau en extension les contraintes et les déformations calculées au cours du sertissage. La figure 6.20 montre la position des capteurs pendant le calcul du sertissage.

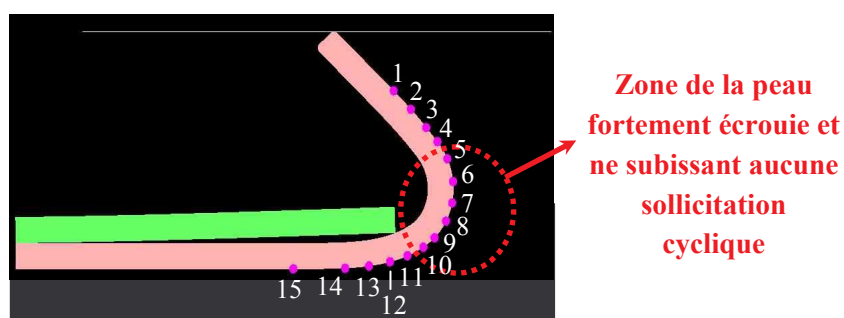


Fig. 6.20. Capteurs numérotés de 1 à 15 et positionnés dans la zone en extension de la peau pour le suivi de l'histoire des contraintes et des déformations dans le matériau en simulation du sertissage.

L'évolution de la contrainte équivalente de von Mises $\bar{\sigma}$ est suivie en fonction de la déformation plastique équivalente cumulée $\bar{\epsilon}_p$. Cette contrainte étant toujours positive par définition et afin de savoir si les éléments sont globalement en traction ou en compression, on lui affecte le signe de la pression p calculée. On définit alors la contrainte pseudo équivalente notée $\tilde{\sigma}$ par :

$$\begin{cases} \tilde{\sigma} = \bar{\sigma} & \text{où } p < 0 \text{ (élément localement en traction)} \\ \tilde{\sigma} = -\bar{\sigma} & \text{où } p > 0 \text{ (élément localement en compression)} \end{cases} \quad (6.9)$$

Cette expression nous permet de tracer les courbes de la figure 6.21 représentant la pseudo contrainte équivalente en fonction de la déformation plastique cumulée. Les mesures pendant le calcul sont prises en différents capteurs.

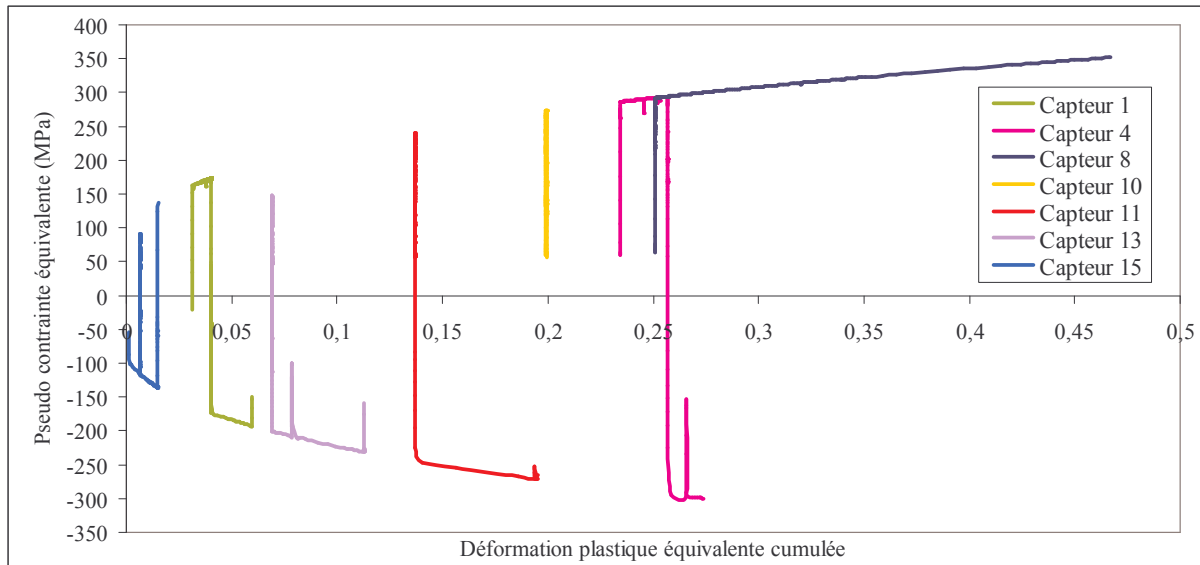


Fig. 6.21. Mise en évidence des cycles de traction/compression au niveau des capteurs de mesure.

Les résultats confirment la tendance qualitative observée précédemment à propos de l'existence de cycles. D'une part, les éléments situés sur ces capteurs 1 à 4 s'écrouissent d'abord en traction avant de passer en compression à des niveaux de déformations d'autant plus élevés que l'on se rapproche de la zone fortement courbée du rayon de tombage. Les déformations pour lesquelles les éléments passent de la traction à la compression peuvent atteindre des valeurs de 0,26, comme c'est le cas pour le capteur 4. Ces capteurs représentent les sollicitations de la branche A de la peau (voir figure 6.19). D'autre part, les capteurs 5 à 10 mettent en évidence des éléments de la tôle ne subissant aucun cycle et représentant la zone de la peau la plus fortement écrouie située au niveau du rayon de tombage (voir figures 6.19 et 6.20). L'élément initialement en traction et situé par exemple au niveau du capteur 8 est d'abord sollicité de manière élastique puis s'écrouit de manière plastique tout en restant en extension. L'élément situé au capteur 10 est caractéristique d'un chargement et d'un déchargement purement élastique où le matériau ne subit aucune plastification au cours du sertissage. Enfin, les capteurs 11 à 15 correspondent à des éléments s'écrouissant en compression pendant tout le stade du sertissage. Les courbes montrent par exemple que les éléments situés sur les capteurs 11 et 13 sont initialement en traction pendant les stades antérieurs (tombage, présertissage) et s'écrouissent en compression durant tout le stade du sertissage. L'élément du capteur 15 montre en revanche très peu de déformation préalable induite par la phase antérieure de présertissage. Il est à noter que des phénomènes cycliques de ce genre sont aussi mis en évidence à la fin du stade de présertissage, à partir du moment où la lame tangente la peau à 45° et où le contact se déplace sur la peau. Ces observations montrent tout l'intérêt de s'attarder sur la modélisation rhéologique des tôles en sertissage à l'aide des lois d'écrouissage combiné identifiées au chapitre 3.

6.5.2. Résultats des lois d'écroutissage combiné en simulation de sertissage

La figure 6.22 présente les enroulements issus des simulations OPTRIS v6.1 et FORGE2[®] sur les pièces en alliage d'aluminium 5754 et en acier E220BH. On rappelle que le critère de plasticité de von Mises est adopté dans FORGE2[®] alors que le critère de Hill48 est utilisé dans OPTRIS v6.1.

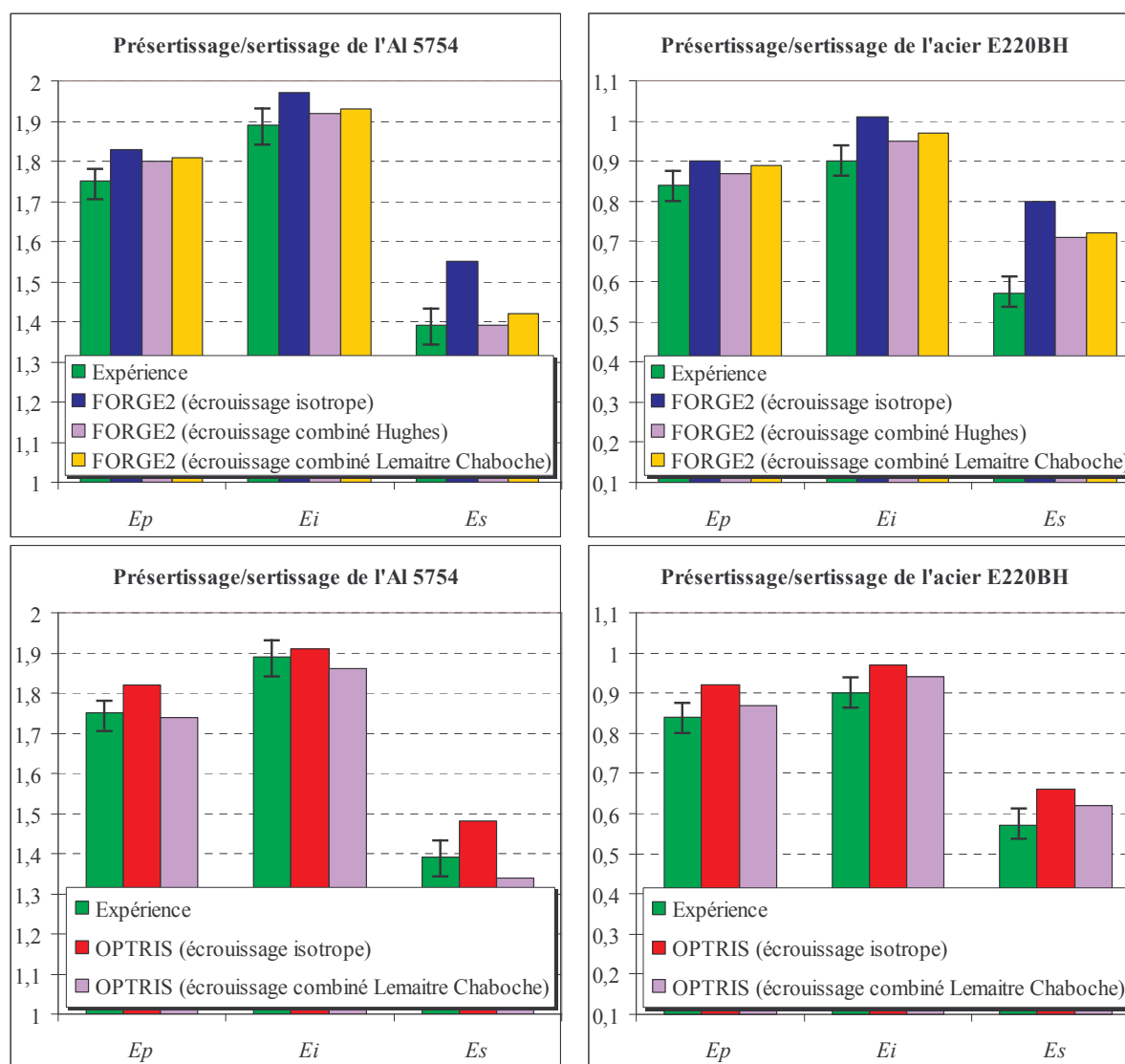


Fig. 6.22. Effet des lois d'écroutissage combiné identifiées par les essais de micro-pliage/dépliage sur les enroulements calculés par les simulations du tombage/présertissage/sertissage.

Les résultats montrent l'effet significatif des lois d'écroutissage combiné sur les enroulements dont les valeurs calculées diminuent. On note une influence de l'écroutissage combiné quantitativement plus élevée dans les simulations FORGE2[®] que dans les simulations OPTRIS v6.1. Si les valeurs de E_p sont faiblement affectées au présertissage, les valeurs E_i et E_s le sont bien plus nettement au sertissage. Cette observation se justifie pleinement par la mise en évidence précédente des sollicitations cycliques principalement au stade du sertissage. On observe de faibles différences entre les résultats issus des

deux modèles d'écrouissage combiné étudiés (modèle de Hughes et de Lemaître Chaboche). Cette observation confirme l'analogie entre ces deux modèles, déjà observée partiellement lors de l'identification présentée au chapitre 3. La prédiction est dans tous les cas plus précise puisque les valeurs calculées correspondent globalement aux valeurs expérimentales, à l'incertitude de mesure près. Cette bonne prédiction est cependant moins nettement visible pour la simulation FORGE2[®] du sertissage l'acier E220BH. Une des raisons pouvant expliquer cette différence est la non prise en compte de l'anisotropie, relativement élevée dans le cas de cet acier ($r_0 = 1,65$) alors que cette dernière est faible pour le cas de l'alliage d'aluminium 5754 ($r_0 = 0,74$). Comme évoqué précédemment, Svensson et Mattiasson [6] ont montré en particulier l'intérêt de tenir compte de l'anisotropie des tôles dans les simulations du sertissage de pièces à bord droit en acier. Leurs travaux ont mis en évidence la plus forte sensibilité de l'enroulement final au critère d'anisotropie pour une modélisation des tôles par des éléments finis volumiques comme dans FORGE2[®]. Leurs résultats prouvent que le critère d'anisotropie de Hill48 peut engendrer une diminution de l'enroulement final de 0,05 à 0,10 mm en simulation du sertissage d'éprouvettes à bord droit en acier [6] (voir aussi la figure A.7 en annexe A). On peut ainsi supposer qu'en utilisant le critère de Hill48 dans FORGE2[®], les valeurs finales calculées seraient plus proches des essais et de celles obtenues par OPTRIS v6.1.

Le tableau 6.9 présente les valeurs de l'angle d'ouverture après tombage et de l'amplitude du défaut de ligne en creux après sertissage calculées avec les différentes lois d'écrouissage.

		Al 5754	Acier E220BH	
θ_t (°)	FORGE2 [®]	Ecrouissage isotrope	2,4	1,9
		Ecrouissage combiné de Hughes	2,3	1,9
		Ecrouissage combiné de Lemaître Chaboche	2,3	1,9
	OPTRIS v6.1	Ecrouissage isotrope	1,6	2,1
		Ecrouissage combiné de Lemaître Chaboche	2,2	2,2
	Essais		2,5 ± 0,5	2,8 ± 0,5
A_d (µm)	FORGE2 [®]	Ecrouissage isotrope	73	27
		Ecrouissage combiné de Hughes	65	22
		Ecrouissage combiné de Lemaître Chaboche	68	26
	OPTRIS v6.1	Ecrouissage isotrope	73	53
		Ecrouissage combiné de Lemaître Chaboche	90	54
	Essais		81 ± 12	51 ± 10

Tab. 6.9. Influence de la loi d'écrouissage sur l'angle d'ouverture calculé après tombage et sur l'amplitude du défaut de ligne creux calculée après sertissage par les simulations OPTRIS v6.1 et FORGE2[®].

Si les lois d'écrouissage combiné montrent une amélioration significative de la prédiction des enroulements, leur apport est plus limité sur la prédiction de θ_t et de A_d . On constate d'après les valeurs présentées dans le tableau 6.9 que les modèles d'écrouissage combiné apportent peu d'amélioration par rapport à l'écrouissage isotrope standard. Or l'angle d'ouverture est formé par le retour élastique de la tôle après retrait des outils de tombage. Quant au défaut de ligne en creux, il dépend à la fois de la plasticité de la tôle pendant le procédé (comme le montrent les figures 6.19 et

6.20) et du retour élastique intervenant lors du retrait des outils. Les simulations FORGE2[®] montrent en l'occurrence que 50 % de l'amplitude du défaut de ligne en creux est formée lors de la simulation du retrait de la lame de sertissage pour l'alliage d'aluminium 5754. Dans le cas de la formation du défaut de ligne en creux, les déformations plastiques et élastiques mises en jeu sont donc très faibles. Deux raisons probables peuvent donc expliquer la faible contribution des lois d'écrouissage combiné identifiées pour la prédiction de ces deux types de défauts.

- La première est que ces lois ne représentent pas fidèlement le comportement des nuances au début du dépliage, notamment pour un faible niveau de déformation plastique. Cette observation est tirée des courbes de forces identifiées lors des essais de pliage/dépliage (voir chapitre 3). Or la formation de ces défauts (et en particulier du défaut de ligne en creux) est associée à un pliage local plastique, suivi d'un dépliage sur de faibles déformations, ce qui peut expliquer que les modèles d'écrouissage combiné n'améliorent pas les résultats. L'amélioration de la loi d'écrouissage mixte de Lemaître Chaboche proposée en conclusion du chapitre 3 peut permettre d'améliorer la prédiction des défauts de ligne en creux formés à de faibles niveaux de déformations.
- La deuxième est que l'identification des paramètres des lois d'écrouissage combiné a été effectuée sur une plage de déformations élevées, dégradant ainsi la précision des résultats pour de faibles déformations plastiques. Les lois identifiées restent toutefois pertinentes pour la prédiction de l'enroulement puisque les simulations impliquent des sollicitations cycliques sur une large plage de déformations plastiques correctement représentées lors de l'identification à partir des essais de pliage/dépliage.

Les figures 6.23 et 6.24 montrent à titre indicatif les courbes des résultantes verticales exercées par les lames pour le calcul du présertissage et du sertissage de l'acier E220H. Les graphes montrent le faible effet de l'écrouissage combiné sur les courbes des forces calculées par les deux modélisations. Ceci prouve que l'effet Bauschinger intervenant à une échelle locale a peu d'incidence sur la réponse globale des assemblages sertis.

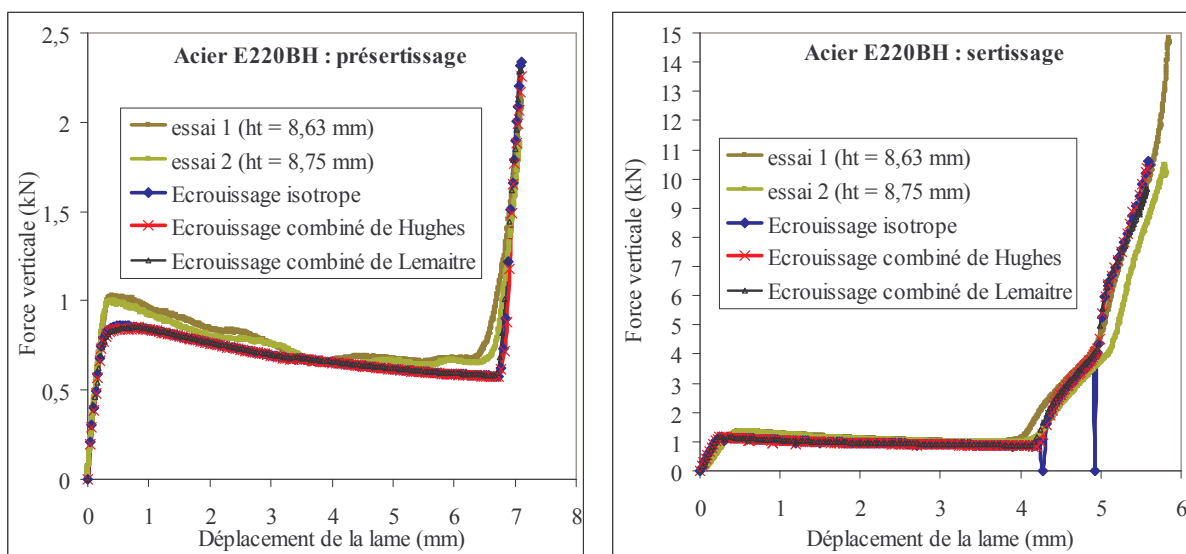


Fig. 6.23. Effet des lois d'écrouissage combiné identifiées par les essais de micro-pliage/dépliage sur la résultante verticale appliquée par les lames et calculée par les simulations FORGE2[®] du tombage/présertissage/sertissage de l'acier E220BH.

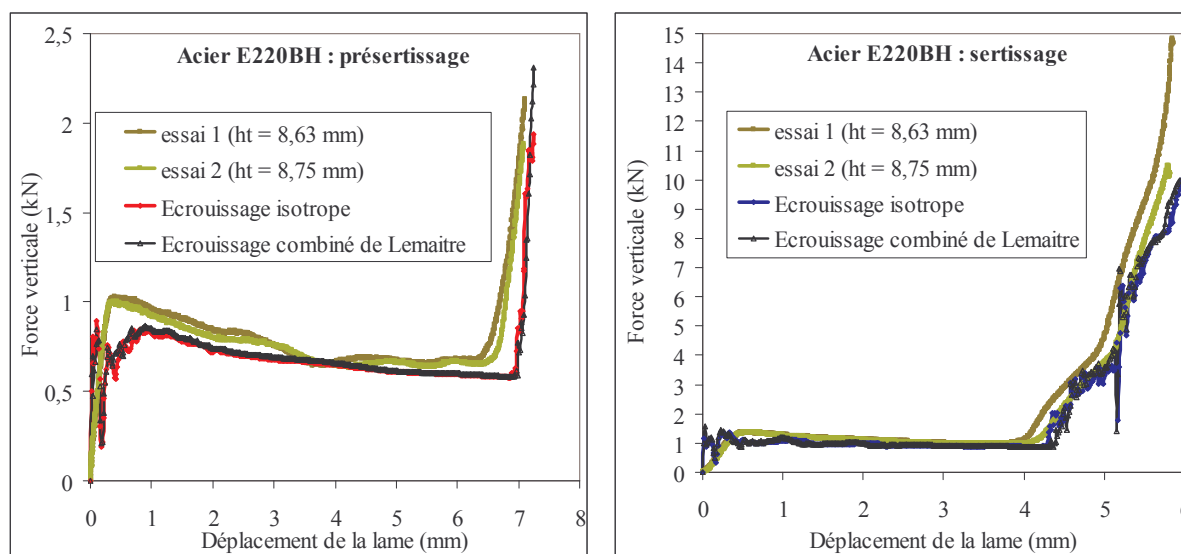


Fig. 6.24. Effet de la loi d'érouissage combiné de Lemaître-Chaboche identifiées par les essais de micro-pliage/dépliage sur la résultante verticale appliquée par les lames et calculée par les simulations OPTRIS v6.1 du tombage/présertissage/sertissage de l'acier E220BH.

6.6. Simulation numérique de l'endommagement en sertissage

6.6.1. Introduction et enjeu de l'étude

Le but de ce paragraphe est de présenter une étude complémentaire pour apporter une première réponse quant à la prédiction des criques ou des risques de rupture des sertis en alliage d'aluminium. Les courbes limites de formage ne s'appliquent qu'à des états de contraintes planes, ce qui n'est pas le cas en sertissage et dans toute flexion entraînant de fortes courbures. Ces modes de déformations entraînent inévitablement une contrainte de compression dans l'épaisseur des tôles. Si l'on applique les courbes limites de formage classiques aux simulations de sertissage, on prédirait pratiquement toujours la rupture des pièces alors qu'aucune casse n'est visible macroscopiquement. Une idée novatrice proposée par Col [12] consiste à étendre le concept classique des courbes limites de formage en intégrant l'effet de courbure par la variable e/R_c considérée comme une troisième dimension. Les courbes limites de formage deviendraient alors des surfaces limites de formage dans l'espace $(\epsilon_{II}, \epsilon_I, e/R_c)$. Le problème est que de telles courbes ne sont pas disponibles actuellement. L'objectif de notre approche est donc d'estimer les risques de rupture des sertis à partir de modèles d'endommagement.

6.6.2. Mécanismes physiques de l'endommagement ductile

Le principal mécanisme de rupture en formage de tôles par grandes déformations plastiques est celui de la rupture ductile. Ce mécanisme a été largement étudié dans la littérature tant du point de vue métallurgique que numérique [13]. Des observations micrographiques [14] ont montré que l'endommagement ductile des métaux qui conduit à la rupture se décompose en trois étapes :

- la nucléation ou la germination de microcavités qui se produit lors de la déformation plastique du matériau, soit par fracture des particules de seconde phase ou des inclusions, soit par décohésion à l'interface matrice/particule [15]. On considère qu'à ce stade, la faible taille des microcavités n'entraîne pas de modification de l'écroutissage du matériau.
- la croissance de ces microcavités gouvernée par l'écroutissage de la matière autour des particules ou des inclusions. La croissance des microcavités agit réciproquement sur la plasticité du matériau en induisant un adoucissement de ce dernier.
- la coalescence des microcavités lorsque la porosité atteint une valeur critique de l'ordre de 10 % à 20 %. Elle se traduit par la jonction des cavités par la rupture des ligaments par instabilité plastique [16]. Ce stade s'achève par l'amorçage d'une fissure qui produit la rupture finale du matériau par propagation.

Une interaction existe donc entre la plasticité et l'endommagement puisque l'écroutissage engendre l'endommagement qui lui-même modifie le comportement rhéologique du matériau. On parle donc de couplage entre l'endommagement et la plasticité. La figure 6.25 récapitule les différentes étapes de l'endommagement ductile lors d'un essai de traction uni-axiale.

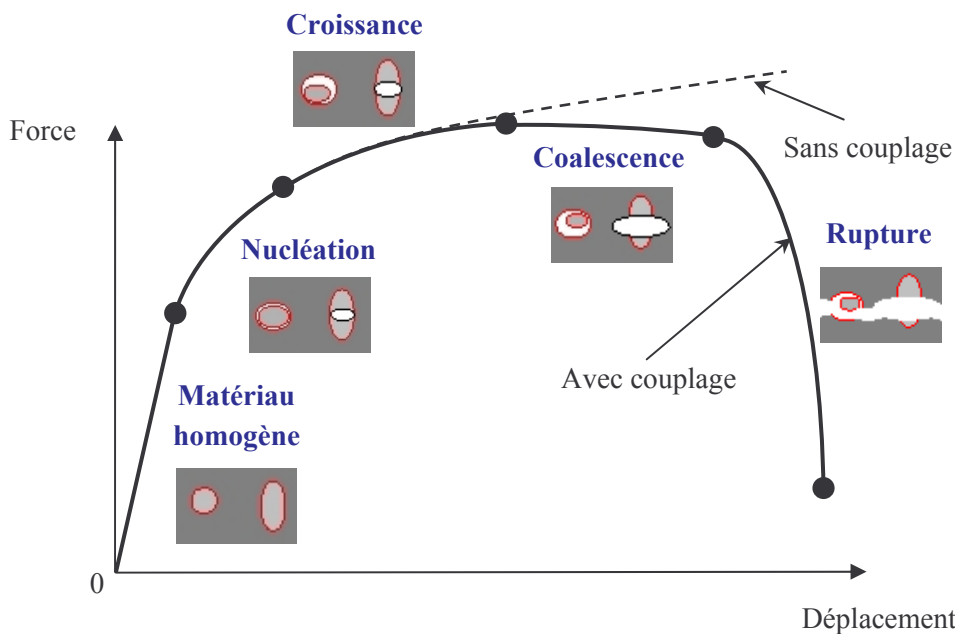


Fig. 6.25. Réponse schématique d'une éprouvette à un essai de traction uni-axiale [16].

6.6.3. Modélisation de l'endommagement

6.6.3.1. Choix du modèle d'endommagement

Il existe deux catégories de modèles d'endommagement : les modèles découplés et les modèles couplés au comportement rhéologique des matériaux. Le découplage correspond à la non prise en compte de l'effet de l'endommagement sur le calcul des contraintes et des déformations, c'est-à-dire sur le comportement élasto-plastique du matériau. Les modèles d'endommagement découplés sont bien adaptés pour les cas où la redistribution des contraintes due à l'endommagement peut être

négligée. Ils ne sont donc applicables qu'à l'analyse de l'initiation de la rupture [17]. On trouve comme par exemple le critère de Latham et Cockcroft [18]. Les modèles d'endommagement couplés permettent de modifier les caractéristiques mécaniques des matériaux grâce à l'endommagement. Ils permettent de décrire les mécanismes de nucléation, croissance et coalescence entraînant la rupture. C'est pourquoi nous avons choisi d'utiliser ces modèles. Parmi ces modèles, deux approches existent dans la littérature :

- une approche macroscopique avec l'utilisation d'une variable interne d'endommagement comme les modèles de Lemaître [19],
- une approche microscopique fondée sur la croissance de cavités tels que les modèles de Gurson [20] ou de Tvergaard et Needleman [21] pour ne citer que ceux-là.

L'inconvénient des modèles de Gurson est leur nombre élevé de paramètres (8 à 12) dont l'identification est complexe. L'implémentation de ce modèle a été réalisée dans FORGE3[®], mais les temps de calcul sont souvent élevés et des problèmes de convergence peuvent survenir lorsque la porosité du matériau devient importante. C'est la raison pour laquelle nous avons choisi d'utiliser dans notre approche les modèles macroscopiques, plus simples à mettre en œuvre et nécessitant moins de paramètres.

6.6.3.2. Le modèle d'endommagement de Lemaître couplé à la plasticité

Ce modèle est fondé sur l'approche de la mécanique de l'endommagement continu [19], [22] où l'apparition, la croissance et la coalescence de microcavités sont représentées par l'évolution d'une variable continue macroscopique notée D . L'évolution de l'endommagement supposé isotrope est gouvernée par la variable scalaire D représentant la densité surfacique de microcavités et de vides dans une section de volume coupé.

$$D = \frac{A_D}{A} \quad (6.10)$$

où A_D est l'aire de la surface occupée par les cavités et A l'aire de la surface totale considérée (voir figure 6.26).

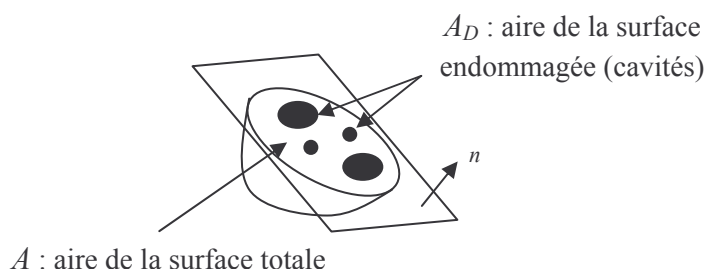


Fig. 6.26. Coupe schématique montrant un élément endommagé.

La variable d'endommagement vérifie systématiquement la condition suivante :

$$0 \leq D \leq 1 \quad (6.11)$$

Si $D = 0$, le matériau est sain et ne subit aucun endommagement. $D = 1$ correspond à la rupture complète du matériau. Il en résulte l'existence d'une contrainte effective appliquée sur le matériau, dépendante de la contrainte σ que subirait le même matériau sain [23] :

$$\sigma^* = \frac{\sigma}{1-D} \quad (6.12)$$

Dans le cadre de la thermodynamique des processus irréversibles, la variable d'endommagement D représente une variable d'état interne, à laquelle est associée une variable force Y [19]. Cette dernière est directement liée à l'énergie de déformation plastique qui dépend d'une part de l'écroutissage du matériau et d'autre part de la croissance des cavités :

$$Y = -\frac{\bar{\sigma}^2}{2E(1-D)^2} \left[\frac{2}{3}(1+\nu) + 3(1-2\nu) \left(\frac{p}{\bar{\sigma}} \right)^2 \right] \quad (6.13)$$

où $\left(\frac{p}{\bar{\sigma}} \right)$ représente la triaxialité des contraintes qui joue un rôle crucial dans la croissance des cavités en rupture ductile.

On en déduit la loi d'évolution proposée par Lemaître [19] et représentant le taux d'accroissement de la variable d'endommagement \dot{D} en fonction de la quantité Y et du taux de déformation plastique équivalente $\dot{\bar{\epsilon}}_p$:

$$\dot{D} = \begin{cases} 0 & \text{pour } \bar{\epsilon}_p < \bar{\epsilon}_D \text{ (effet de l'endommagement sur la plasticité négligé)} \\ \left(-\frac{Y}{S_d} \right)^b \dot{\bar{\epsilon}}_p & \text{pour } \bar{\epsilon}_p > \bar{\epsilon}_D \text{ (endommagement couplé à la plasticité)} \end{cases} \quad (6.14)$$

où b et S_d sont des paramètres caractéristiques de l'endommagement du matériau et $\bar{\epsilon}_D$ la déformation plastique équivalente à partir de laquelle l'endommagement est initié.

Connaissant l'évolution du dommage D , il est nécessaire de définir un critère de rupture correspondant à l'amorçage d'une fissure macroscopique visible à l'œil nu. Un critère classique très utilisé en pratique consiste à définir une valeur critique du dommage D_c au-delà de laquelle la fissure macroscopique résultant de la coalescence des microcavités se propage. D_c varie généralement entre 0,2 (pour les alliages d'aluminium) et 0,7 (pour les aciers ductiles) selon la ductilité du matériau. Ce critère se résume de la manière suivante :

$$\begin{aligned} 0 \leq D \leq D_c & \Leftrightarrow \text{endommagement ductile microscopique sans fissuration visible} \\ D > D_c & \Leftrightarrow \text{apparition d'une fissure macroscopique} \end{aligned} \quad (6.15)$$

Si l'on souhaite étudier l'évolution de la zone endommagée après apparition de la fissure (propagation de la fissure), on peut éliminer de la discrétisation les éléments totalement endommagés (où $D = D_c$). Cette technique est aussi connue sous le nom de « kill element ». Elle n'est pas utilisée dans le cadre de notre étude, l'objet étant la prédiction du début de rupture macroscopique et non sa propagation.

6.6.3.3. Méthode de résolution numérique par couplage faible

Afin de rendre possible le couplage entre l'endommagement et la plasticité, la variable d'endommagement D est introduite dans l'équation de la surface de charge de façon à tenir compte de l'adoucissement du matériau induit par l'endommagement. L'équation générale de la surface de charge (3.8) devient dans le cadre de l'élasto-plasticité couplée à l'endommagement :

$$\bar{f} = \bar{f}(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{X}, p, \bar{\epsilon}_p, D) = \bar{\sigma}(\boldsymbol{\sigma}, p, \mathbf{X}) - (1 - D)\sigma_0(\bar{\epsilon}_p) \quad (6.16)$$

On ne considère donc qu'un seul mécanisme gouverné par la plasticité avec une seule surface de charge correspondante au critère d'écoulement plastique. Le dommage est gouverné par l'écoulement plastique lui-même lié à l'endommagement. Une autre approche existe et consiste à considérer deux mécanismes et deux fonctions de charge gouvernant séparément les évolutions de la plasticité et de l'endommagement [24]. Cela signifie que malgré la présence de déformations plastiques importantes, il n'y a pas forcément de dommage ou très peu. On peut observer réciproquement de l'endommagement sans déformation plastique significative au moins au niveau macroscopique (cas des composites à matrice métallique). Notre choix demeure néanmoins raisonnable dans le cadre de l'endommagement ductile en grandes déformations.

La méthode de résolution numérique de la plasticité couplée à l'endommagement est une méthode de couplage faible. La particularité de cette méthode est de résoudre les équations de Prandtl-Reuss (présentées au chapitre 5) de façon analogue à l'élasto-plasticité sans endommagement. En supposant la résolution numérique effectuée à l'incrément (n), l'équation de la surface de charge considérée pour la résolution des équations de Prandtl-Reuss à l'incrément (n+1) est :

$$\bar{f}_n = \bar{f}(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{X}, p, \bar{\epsilon}_p, D_n) = \bar{\sigma}(\boldsymbol{\sigma}, p, \mathbf{X}) - (1 - D_n)\sigma_0(\bar{\epsilon}_p) \quad (6.17)$$

où D_n est le dommage calculé à l'incrément (n).

La résolution des équations de Prandtl-Reuss est effectuée comme dans le cas standard de l'élasto-plasticité à partir de l'algorithme de Newton-Raphson en supposant connue la variable d'endommagement. On obtient ainsi les variables $\boldsymbol{\sigma}_{n+1}$, \mathbf{X}_{n+1} , p_{n+1} et la valeur de l'incrément de déformation plastique $\Delta\bar{\epsilon}_p^{n+1} = \bar{\epsilon}_p^{n+1} - \bar{\epsilon}_p^n$ à l'incrément (n+1). La variable d'endommagement à l'incrément (n+1) est déduite de (6.14) exprimée de façon incrémentale :

$$D_{n+1} = \begin{cases} 0 & \text{si } \bar{\epsilon}_p^{n+1} < \bar{\epsilon}_D \\ D_n + \left(-\frac{Y_n}{S_d}\right)^b \Delta\bar{\epsilon}_p^{n+1} & \text{si } \bar{\epsilon}_p^{n+1} > \bar{\epsilon}_D \end{cases} \quad (6.18)$$

avec Y_n la valeur de Y prise à l'incrément (n) s'écrivant selon (6.13) :

$$Y_n = -\frac{\bar{\sigma}_n^2}{2E(1-D_n)^2} \left[\frac{2}{3}(1+\nu) + 3(1-2\nu) \left(\frac{p_n}{\bar{\sigma}_n} \right)^2 \right] \quad (6.19)$$

L'avantage de cette méthode est qu'elle a pu être implémentée en tant que loi utilisateur dans FORGE2[®] ou FORGE3[®] sans entraîner des modifications importantes de l'intégration locale. Le schéma de la figure 6.27 résume l'algorithme de couplage faible implémenté dans FORGE2[®] et FORGE3[®]. Une autre méthode de couplage fort peut être aussi utilisée et a été développée dans le code FORGE2[®] par Mariage [16] dans le cadre de sa thèse. Sa particularité est d'introduire la variable d'endommagement comme une variable supplémentaire régie par l'équation (6.14) dans la résolution des équations de Prandtl-Reuss. Le couplage fort induit des modifications dans les équations de résolution locale faisant intervenir des dérivées par rapport à la variable de dommage [16]. Son inconvénient est qu'elle entraîne des temps de calcul bien plus élevés que la méthode de couplage faible pour des résultats sensiblement équivalents en mise en forme 2D [16], [24]. Il faut enfin souligner que les résultats de cette méthode sont fortement dépendants du maillage [16]. C'est pourquoi nous utilisons un remaillage adaptatif de façon à éviter toute distorsion d'éléments et à garder une taille de maille relativement constante au cours du calcul.

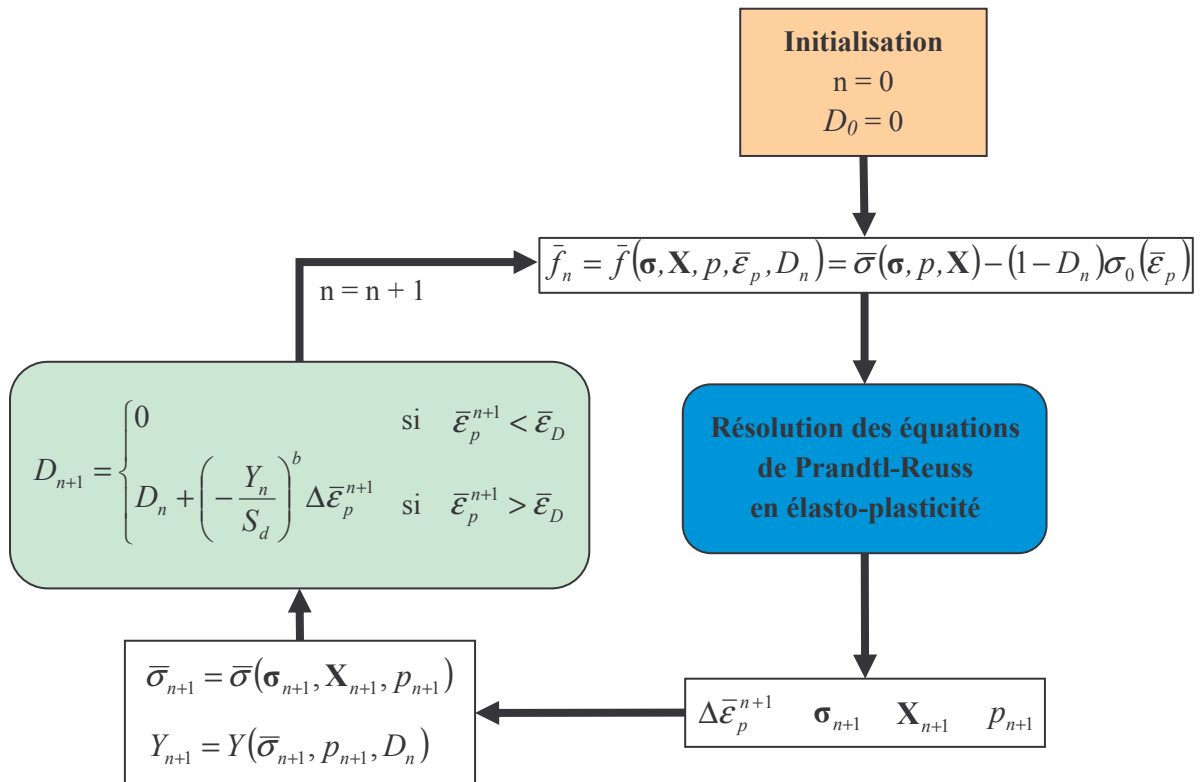


Fig. 6.27. Schéma de résolution du couplage faible entre l'endommagement et la plasticité.

6.6.4. Identification des paramètres du modèle d'endommagement

6.6.4.1. Méthode d'identification

Pour identifier les paramètres du modèle d'endommagement, nous avons utilisé un algorithme génétique implémenté dans le logiciel d'identification RheoForge disponible au CEMEF. Cet algorithme peut être couplé en externe avec FORGE2[®] ou FORGE3[®]. L'essai de micro-plier direct présenté au chapitre 3 aurait pu servir de base expérimentale pertinente pour cette identification. Mais le montage d'essais a été initialement conçu pour solliciter les tôles en pliage/dépliage cyclique. N'ayant donc pas été jusqu'à la rupture complète de l'éprouvette à cause de l'encombrement du montage, nous n'avons pas choisi de l'utiliser pour l'identification des paramètres du modèle d'endommagement. C'est pourquoi dans le cadre de cette première approche, nous nous sommes basés sur les essais de traction uni-axiale où les tôles ont été amenées jusqu'à leur rupture complète. L'identification est effectuée pour la nuance en alliage d'aluminium 5754 sur la base de la courbe globale force/déplacement et l'on a utilisé le logiciel FORGE3[®] pour la simulation des essais de traction. La méthode d'identification est réalisée en trois étapes :

- La première identification est effectuée de façon à déterminer les paramètres de la loi d'écrouissage de Krupkowski sur le début de la courbe force/déplacement.
- Connaissant les paramètres de la loi d'écrouissage, la deuxième identification consiste à identifier uniquement les trois paramètres du modèle de Lemaître $(\bar{\epsilon}_D, S_d, b)$ sur la totalité de la courbe force/déplacement en considérant la loi élasto-plastique identifiée précédemment.
- La troisième étape est d'identifier à posteriori la valeur critique D_c de la variable d'endommagement à partir de la valeur maximale de D obtenue au déplacement à la rupture.

Une taille de maille de 0,2 mm est choisie dans la zone centrale de l'éprouvette afin de l'utiliser par la suite en simulation de sertissage. Un remaillage est imposé tous les 30 incréments.

6.6.4.2. Résultats de l'identification

Le tableau 6.10 présente les résultats de l'identification sur la tôle en alliage d'aluminium 5754. La figure 6.28 montre les courbes globales force/déplacement identifiées d'abord sans couplage et ensuite avec endommagement. L'utilisation de la loi couplée ainsi trouvée et appliquée à la simulation de l'essai de traction avec différentes tailles de maille confirme la forte sensibilité bien connue de la solution au maillage. L'augmentation de la taille de maille retarde la localisation de la déformation.

K (MPa)	n	$\bar{\epsilon}_0$	$\bar{\epsilon}_D$	S_d (MPa)	b	D_c
442	0,304	0,0059	0,163	89,9	0,142	0,183

Tab. 6.10. Coefficients du modèle d'endommagement couplé à l'élasto-plasticité après identification.

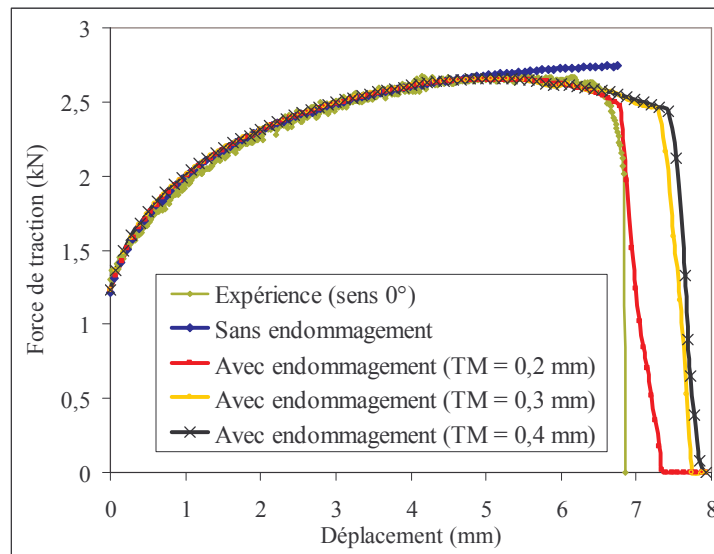


Fig. 6.28. Courbes force/déplacement obtenues en simulation et sensibilité à la taille de maille (TM).

La figure 6.29 montre la différence de prédiction entre le modèle de plasticité couplé et celui découplé de l'endommagement. Le « kill élément » n'a pas été activé, l'objectif étant de prédire l'apparition de la rupture et non sa propagation dans le matériau. La figure 6.30 montre les déformations prédites par le calcul couplé et comparées aux mesures expérimentales par ARAMIS. La prédiction du champ de déformation semble correcte aussi bien qualitativement que quantitativement.

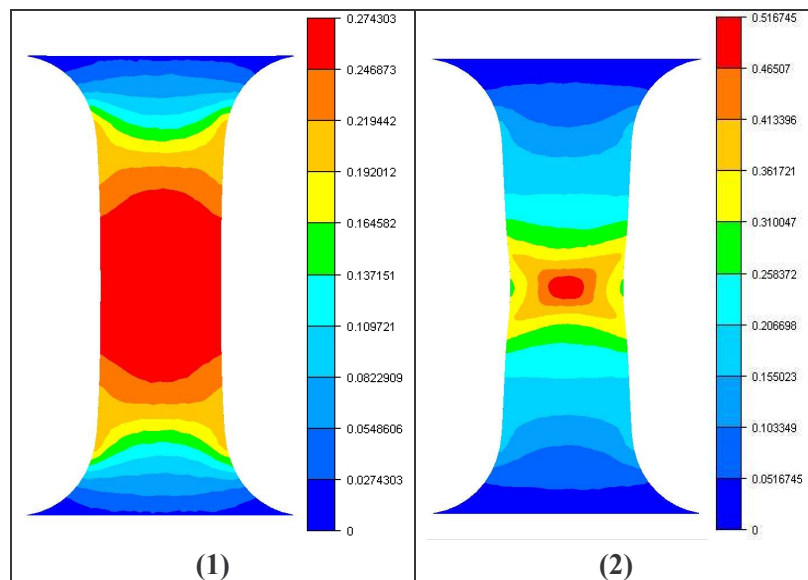


Fig. 6.29. Comparaison au déplacement à la rupture ($u = 6,8$ mm) entre les déformations plastiques équivalentes données par le calcul élasto-plastique découplé (1) et couplé à l'endommagement (2).

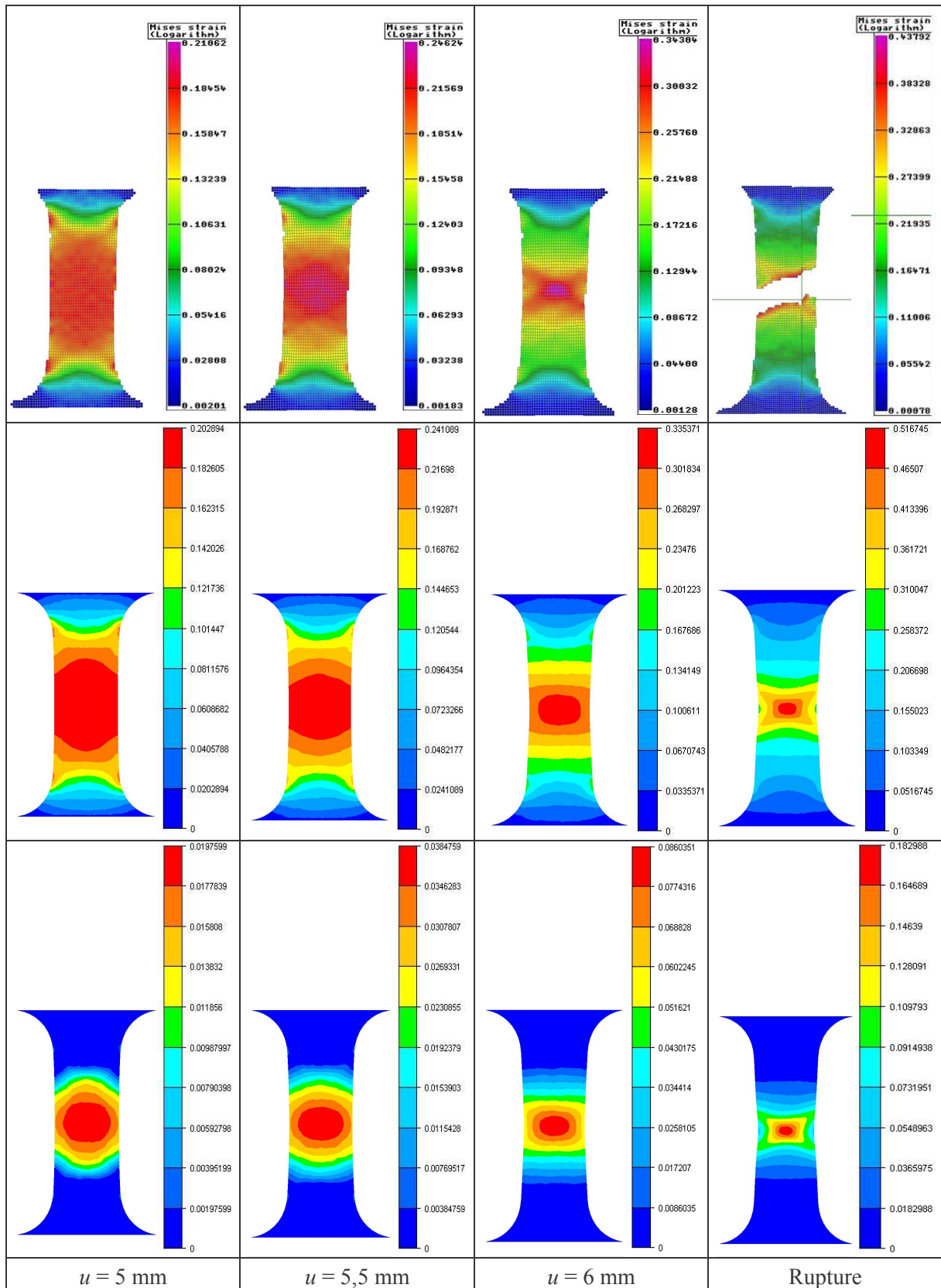


Fig. 6.30. Déformations plastiques équivalentes mesurées par ARAMIS (images du haut), prédictions données par FORGE3[®] en utilisant le modèle couplé (images du milieu) et variable d'endommagement (images du bas) montrant la localisation diffuse, puis localisée des déformations.

Les résultats de la figure 6.30 montrent que le calcul reproduit fidèlement les différentes étapes de l'endommagement de l'éprouvette de traction. L'état de déformation homogène observé dans la partie centrale jusqu'à un déplacement $u = 5$ mm est correctement reproduit par la simulation. La striction diffuse apparaissant pour un déplacement $u = 5,5$ mm est également bien décrite et les niveaux de déformation correspondent bien à ceux mesurés expérimentalement. Enfin, la striction localisée est observée expérimentalement pour $u = 6$ mm par l'apparition des bandes de cisaillement orientées à 45° de l'axe de traction. Le calcul couplé prévoit lui aussi la localisation de la déformation mais l'apparition des bandes de cisaillement se fait légèrement plus tardivement, bien que les déformations maximales calculées correspondent aux mesures expérimentales. Le calcul non couplé ne prévoit pas, quant à lui, la striction localisée suivie de l'apparition des bandes de cisaillement (voir figure 6.29), d'où la pertinence de la méthode de couplage faible adoptée.

6.6.5. Application à la simulation numérique du sertissage

Les coefficients identifiés sont appliqués au calcul couplé du sertissage dans FORGE3[®] et dans FORGE2[®] dans le but de tester l'incidence du type d'élément (2D, 3D) sur les résultats. La modélisation FORGE3[®] est réalisée de la même façon que dans FORGE2[®]. On considère une bande d'éprouvette en alliage d'aluminium 5754 de faible largeur pour des raisons de temps de calcul. Ce choix ne doit pas affecter les résultats compte tenu de l'invariance du problème le long du bord central de l'éprouvette. Le critère de remaillage dans FORGE3[®] est analogue à celui utilisé dans les identifications (remaillage tous les 30 incréments avec une taille de maille de 0,2 mm et un maillage globalement isotrope). La figure 6.31 présente la répartition du dommage prédite d'après la simulation du sertissage dans FORGE3[®]. L'application à la simulation FORGE2[®] permet de tester l'influence de deux critères de remaillage en adoptant une taille de maille de 0,2 mm : l'un noté (RM1) utilisant les critères de déclenchement du remaillieur par défaut (qualité, accroissement de déformation, proximité de zone critique de l'outil, voir chapitre 5) et l'autre noté (RM2) consistant à imposer une valeur critique de 0,001 de l'incrément de déformation. La figure 6.32 montre les différences obtenues selon les deux critères de remaillage et les modèles d'écrouissage adoptés (isotrope, combiné).

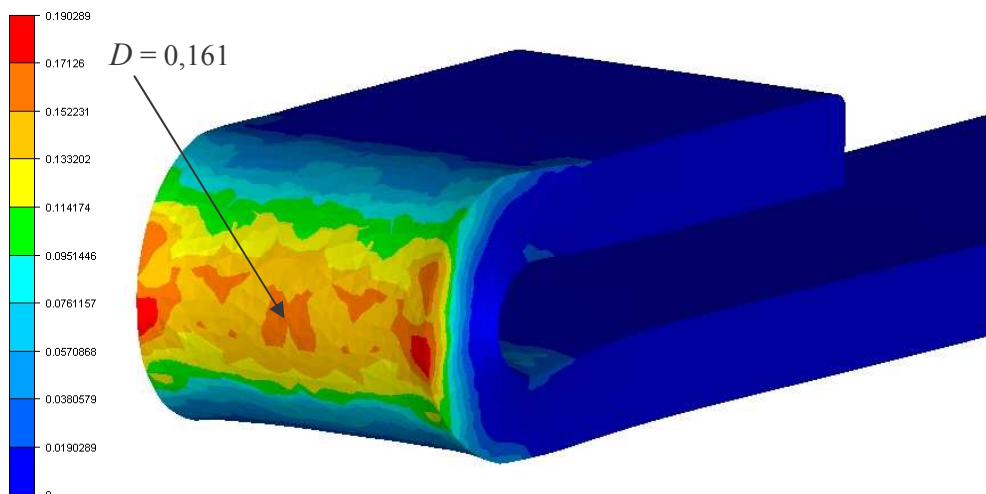


Fig. 6.31. Répartition de la variable d'endommagement après calcul couplé du sertissage dans FORGE3[®] : aucune casse prédite en milieu de l'éprouvette.

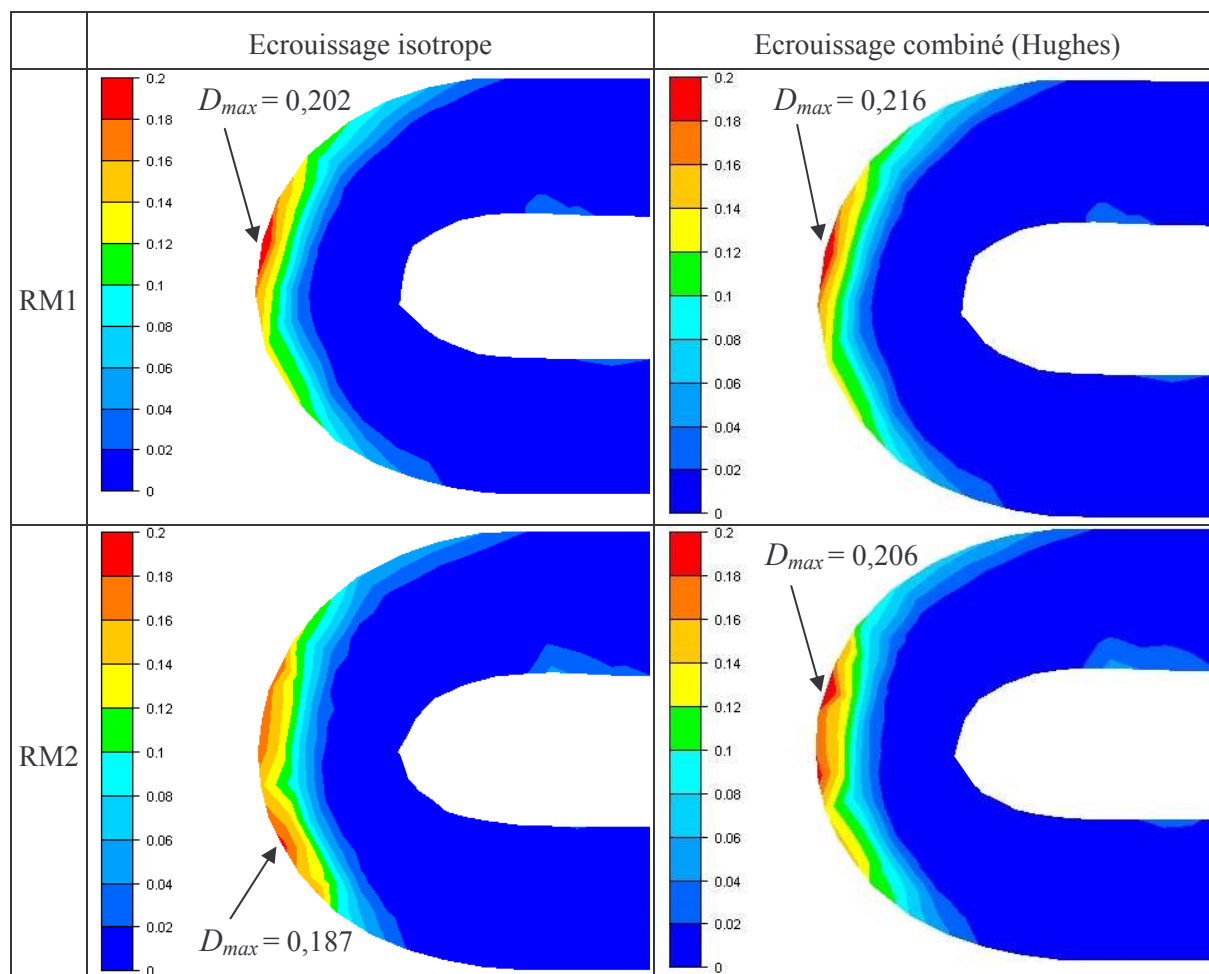


Fig. 6.32. Incidence du modèle d'écouissage et du critère de remaillage (RM1, RM2) sur la répartition de la variable d'endommagement après le calcul couplé dans FORGE2®.

Les résultats issus des simulations FORGE3® montrent que dans des conditions de (re)maillage identiques à celles utilisées pour l'identification, aucune rupture visible n'est prédite dans la partie centrale du serti puisque $D < D_c = 0,183$. Cela reproduit correctement la réalité macroscopique puisque aucune crique n'est observée malgré un effet de peau d'orange marqué et la présence de microfissures à l'échelle microscopique (voir chapitre 4). Cependant, la valeur maximale du dommage atteinte dans la zone centrale (0,161) est relativement proche de la valeur critique (0,183), ce qui suggère une rupture proche. Cette observation est confirmée par le réseau de microfissures observé dans la zone critique de l'éprouvette (voir chapitre 4). Un risque plus élevé est toutefois observé sur les bords latéraux de l'éprouvette. Les résultats des simulations FORGE2® montrent que les valeurs maximales du dommage ont tendance à être légèrement plus élevées quels que soient le modèle d'écouissage et le critère de remaillage utilisés. Une des raisons pouvant expliquer ces écarts est l'hypothèse des déformations planes supposée dans FORGE2® (la résolution numérique étant similaire par ailleurs). Cette hypothèse joue en particulier un rôle sur les valeurs de la triaxialité des contraintes gouvernant l'endommagement [13]. Cette dernière augmente en déformations planes ce qui conduit à un endommagement plus sévère. Les valeurs ont tendance à prédire une rupture en l'extrême surface du serti. Bien que la rupture ne soit pas observée expérimentalement, les résultats prédisent

qualitativement la localisation des déformations dans la zone critique du serti (confirmée par les fissurations observées au microscope dans cette zone). Enfin, comme la taille de maille est primordiale dans les calculs d'endommagement locaux, il n'est pas surprenant que le critère de remaillage ait lui aussi une incidence sur la répartition qualitative du dommage et sur les valeurs maximales de l'endommagement (voir figure 6.32). Les images de la figure 6.32 montrent que le critère de remaillage a quasiment autant d'effet sur les résultats que le modèle d'écroutissage choisi. Ces effets peuvent être considérés comme négligeables compte tenu de la précision que l'on peut espérer atteindre.

6.6.6. Synthèse sur la prédiction des criques en sertissage

Cette première tentative concernant la prédiction de la rupture des sertis donne des résultats prometteurs. L'étude montre en particulier que l'identification des paramètres du modèle de Lemaître à partir des essais de traction uni-axiale permet d'obtenir des résultats tout à fait acceptables en simulation du sertissage. Afin de rendre plus complète l'étude comparative entre les essais et les simulations, il faudrait organiser une campagne expérimentale spécifiquement dédiée à la caractérisation de l'endommagement des sertis. Elle pourrait consister par exemple à exercer une pré-déformation initiale des flans par traction à différents niveaux de déformation afin de provoquer ou non la rupture des sertis. Cette base expérimentale permettrait d'affiner la comparaison déjà faite dans notre étude. Enfin, l'exploitation des essais de micro-plier mis au point dans la thèse peut s'avérer tout à fait pertinente pour la caractérisation et l'identification des modèles d'endommagement à condition de permettre un réglage qui empêche l'encombrement du montage afin d'atteindre la rupture complète des tôles. De tels essais sont déjà utilisés chez DAIMLER CHRYSLER pour la caractérisation de l'endommagement des tôles en pliage [25].

6.7. Conclusions sur la contribution à la simulation du sertissage

Ce chapitre permet de valoriser le travail de caractérisation réalisé précédemment en traction, microdureté, flexion, pliage et sertissage, tant sur l'aspect tribologique que rhéologique. Il permet aussi d'étudier la contribution à la simulation du sertissage de la modélisation numérique du procédé, en particulier du type d'éléments finis employés (coques ou volumiques) et de la méthodologie de simulation adoptée :

- ***Contribution de la tribologie*** : la connaissance précise des coefficients de frottement entre les lames et la peau pour les stades de présertissage et de sertissage est fondamentale comme le montre l'étude de sensibilité. Ces coefficients de Coulomb influencent non seulement les enroulements calculés, mais aussi les résultantes mises en jeu au cours du procédé.
- ***Contribution de la rhéologie*** : les résultats montrent l'apport des lois d'écroutissage combiné et l'analogie entre les deux lois proposées : le modèle de Hughes et le modèle de Lemaître Chaboche. Ces modèles permettent de prendre en compte l'effet Bauschinger intervenant principalement pendant la phase de sertissage. De plus, ils entraînent une amélioration significative des prédictions sur la géométrie finale des pièces (enroulements). Leur

contribution est cependant faible dans la prédiction des défauts de ligne en creux, formés en grande partie par la décharge élasto-plastique lors du retrait de la lame de sertissage. La première raison est la limitation de ces modèles qui ne représentent pas correctement le niveau de contrainte lors du retournement de pliage (voir chapitre 3). La deuxième explication possible est que l'identification est réalisée à partir des essais de pliage/dépliage sur une large plage de déformations. Celle-ci est caractéristique des niveaux de sollicitations cycliques locales mis en évidence dans les simulations numériques. Les coefficients identifiés permettent de reproduire fidèlement le comportement global du matériau au détriment de son comportement en faibles déformations. Ces deux arguments expliquent que les lois d'écrouissage combiné identifiées apportent peu d'amélioration au calcul du défaut de ligne en creux formé à très bas niveaux de déformation. L'ajout d'un paramètre supplémentaire à la loi de Lemaître Chaboche proposé par les relations (3.50) et (3.51) au chapitre 3 doit pouvoir améliorer ces prédictions.

- ***Contribution de la modélisation numérique*** : les simulations par éléments finis montrent que le modèle d'éléments coques utilisé chez PSA Peugeot Citroën donne des résultats en très bon accord avec les résultats expérimentaux, et ce malgré la violation des critères d'utilisation des coques en fortes courbures. Les résultats donnés par les différents types d'éléments finis sont sensiblement comparables en utilisant des lois d'écrouissage combiné et le critère d'anisotropie de Hill48. La simulation rigoureuse de chaque étape du procédé est enfin primordiale pour avoir une précision suffisante sur les résultats de calcul.
- ***Contribution du modèle d'endommagement*** : un modèle d'endommagement macroscopique local couplé à la plasticité et dont les paramètres sont identifiés à partir de la traction nous fournit des prédictions concernant l'apparition de la rupture en accord avec l'expérience. Néanmoins, les modèles d'endommagement locaux restent globalement limités par la forte sensibilité des résultats à la taille de maille, au critère de remaillage adopté et au type d'éléments finis choisi (2D, 3D). C'est pourquoi des méthodes de régularisation existent : elles consistent à introduire une ou des longueur(s) caractéristique(s) dans la modélisation qui n'apparaissent pas dans le cas de la mécanique classique des milieux continus. Parmi ces méthodes, on trouve les modèles non locaux [26], [27] qui, appliqués au couplage comportement/endommagement stabilise la solution en la rendant insensible aux caractéristiques du maillage (taille de maille, orientation du maillage, type d'éléments finis).

Références bibliographiques

- [1] A. TABIEI, R. TANOV, *A simple correction to the first order shear deformation shell finite element formulations*, Proceedings of the 6th International LS-DYNA users conference 2000, LSTC, 2000.
- [2] M. SVENSSON, K. MATTIASSON, *Simulation of hemming with different element formulations and time integration methods*, Proceedings of NUMIFORM, p. 933-938, 2001.
- [3] M. SIGVANT, *The hemming process, a numerical and experimental study*, Ph.D thesis, Department of Structural Engineering and Mechanics, Chalmers University of Technology, Göteborg, 2003.
- [4] M. SVENSSON, *Hemming simulation*, Proceedings of NUMIFORM'98, p. 925-931, 1998.
- [5] M. SVENSSON, K. MATTIASSON, *Simulation of hemming of automotive body components with the explicit FE-method*, European Congress on Computational methods in Applied Sciences and Engineering, ECCOMAS 2000, Barcelona, 11-14 September 2000.
- [6] M. SVENSSON, K. MATTIASSON, *The influence of anisotropy on the roll-in in hemming, a comparison between FE-simulations and practical tests*, Numisheet 2002, p. 261-266.
- [7] M. SIGVANT, K. MATTIASSON, *A finite element study on the effect of anisotropy on hemming based on the Barlat'91 material model*, Paper E, Ph.D thesis, Department of Structural Engineering and Mechanics, Chalmers University of Technology, Göteborg, 2003.
- [8] F. BARLAT, D.J. LEGE, J.C. BREM, *A six component yield function for anisotropic materials*, Int. J. of Plast., 7, p. 693-712, 1991.
- [9] A. MILLET, *Méthodes de Monte-Carlo*, Cours de Master 2^{ème} année : Spécialité Modélisation Aléatoire, Université Paris 7 et Paris 1, 2004.
- [10] D. BIRKES, Y. DODGE, *Alternative methods of regression*, A Wiley-Interscience Publication, John Wiley & Sons, Inc., 1993.
- [11] S. THUILLER, N. LE MAOÛT, P.Y. MANACH, *Numerical simulation of the hemming process in the case of Al alloys*, Proceedings of Numisheet 2005.
- [12] A. COL, *Are we at a turn ?*, Proceedings of the 24th IDDRG Congress, Besançon, 2005.

- [13] D. FRANCOIS, A. PINEAU, A. ZAOUI, *Comportement mécanique des matériaux – viscoplasticité, endommagement, mécanique de la rupture, mécanique du contact*, Editions Hermès, 1991, Paris, 2^e édition 1992.
- [14] A.M. HABRAKEN, *Endommagement ductile*, Leçon publique, Liège, 2001.
- [15] F. MOUSSY, *Les différentes échelles du développement de l'endommagement dans les aciers, influence sur la localisation de la déformation à l'échelle microscopique*, Proc. Considère Mem. Symp., Salençon J. Ed., Presse de l'Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, p. 263-271, 1985.
- [16] J.F. MARIAGE, *Simulation numérique de l'endommagement ductile en formage de pièces massives*, Thèse de Doctorat, Université de Technologie de Troyes, France, 2003.
- [17] M.L. WILKINS, *Ductile fracture of aluminium tensile specimens. Advances in colloid and interface science*, Proc. of an Int. Conf. on Fract. Mech. in Eng. Appl., National Aeronaut. Lab., Bangalore, India, p. 31-42, 1979.
- [18] D.J. LATHAM, M. G. COCKCROFT, *Ductility and the workability of metals*, J. Inst. Met., 96, p. 33-39, 1968.
- [19] J. LEMAITRE, J.-L. CHABOCHE, *Mécanique des matériaux solides*, Editions Dunod, 2^e édition, p. 343-444, 2001.
- [20] A.L. GURSON, *Continuum theory of ductile rupture by void nucleation and growth : Part I - Yield criteria and flow rules for porous ductile media*, J. Eng. Mater. Technol., 99, p. 2-25, 1977.
- [21] V. TVERGAARD, A. NEEDLEMAN, J. W. HUTCHINSON, *Void growth in plastic solids*, Springer-Verlag, 1992.
- [22] L.M. KACHANOV, *Introduction to continuum damage mechanics*, Kluwer Academic Publishers, 1986.
- [23] J. LEMAITRE, *Coupled elasto-plasticity and damage constitutive equations*, Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 51, p. 31-49, 1984.
- [24] J.L. CHABOCHE, J. BESSON, G. CAILLETAUD, S. FOREST, *Mécanique non linéaire des matériaux : comportement, endommagement et méthodes numériques*, Cours de L'IPSI, chapitres 5 et 6, 1997.
- [25] DAIMLER CHRYSLER, *Biegeversuch für Al-blechwerkstoffe*, Prufankweisung, 2001.
- [26] Z.P. BAZANT, M. JIRASEK, *Nonlocal integral formulations of plasticity and damage : survey of progress*, J. Eng. Mech., 128, p. 1119-1149, 2002.

- [27] S. FAYOLLE, *Modèles non locaux appliqués au couplage comportement-endommagement*, Mémoire bibliographique, Ecole des Mines de Paris, CEMEF, Sophia-Antipolis, France, 2005.

Chapitre 7

Application à la simulation du sertissage de pièces à bord courbe

Sommaire

7.1. INTRODUCTION.....	216
7.2. PROCEDURE DE SIMULATION DES ESSAIS SEMI-INDUSTRIELS.....	216
7.2.1. Maillage initial et remaillage adaptatif des tôles.....	216
7.2.2. Méthode de simulation du tombage/présertissage/sertissage.....	217
7.2.3. Coefficients des lois de comportement adoptées.....	218
7.2.3.1. Caractéristiques physiques des tôles.....	218
7.2.3.2. Coefficients d'anisotropie pour le critère de Hill48.....	219
7.2.3.3. Coefficients des lois d'écrouissage isotrope.....	219
7.2.3.4. Coefficients de la loi d'écrouissage combiné de Lemaître Chaboche.....	221
7.2.4. Coefficients de frottement de Coulomb adoptés.....	221
7.3. RESULTATS NUMERIQUES.....	222
7.3.1. Etude de sensibilité de la solution au raffinement utilisé.....	222
7.3.2. Contribution de la sensibilité à la vitesse de l'acier E220BH.....	225
7.3.3. Contribution de l'écrouissage combiné.....	227
7.3.4. Discussion et réajustement des coefficients de frottement.....	230
7.4. CONCLUSIONS.....	234
REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES.....	235

7.1. Introduction

Les modèles de comportement et de frottement ainsi que la méthodologie de modélisation numérique développés dans les chapitres précédents sont maintenant appliqués à la simulation numérique du sertissage de pièces à bord courbe avec le logiciel OPTRIS v6.1. Les résultats numériques sont comparés aux résultats physiques obtenus à partir des essais semi-industriels présentés au chapitre 4 et effectués sur les pièces en alliage d'aluminium 6016 DR130 et en acier E220BH à bord en rétreint et en allongement.

7.2. Procédure de simulation des essais semi-industriels

7.2.1. Maillage initial et remaillage adaptatif des tôles

Un maillage triangulaire isotrope est utilisé pour les flans initiaux (voir figure 7.1) dont la géométrie est conforme aux essais (voir figure 4.15 et tableau 4.6 du chapitre 4). La taille de maille initiale du flan est d'environ 4 mm et le sens de laminage est identique à celui des essais.

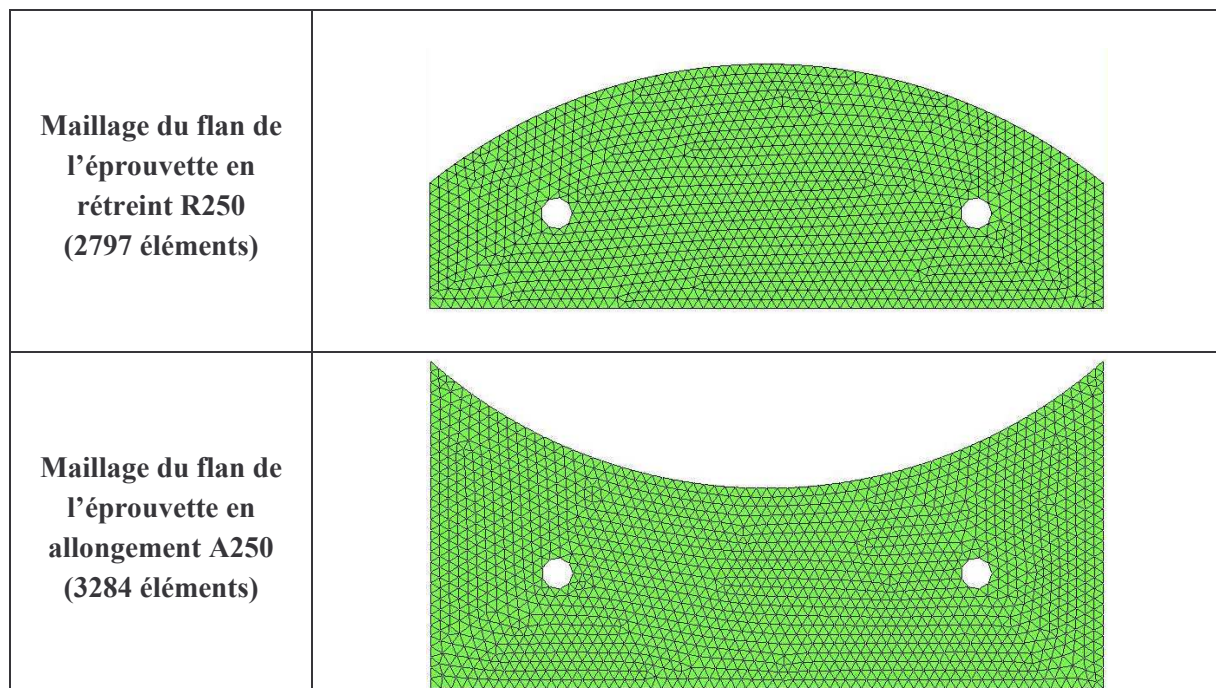


Fig. 7.1. Maillage initial isotrope des flans pour la simulation OPTRIS v6.1 ($TM \approx 4$ mm).

Les critères de raffinement utilisés en simulation sont le critère géométrique et le critère d'angle décrits au chapitre 5. Par ailleurs, un niveau de raffinement maximal est fixé pour la simulation de chaque étape (tombage, présertissage, sertissage). Les critères de raffinement sont activés tant que le niveau de raffinement ne dépasse pas le niveau maximal fixé. De manière similaire aux pièces à bord droit, un niveau maximal optimal est choisi de façon à assurer à la fois des temps de calcul raisonnables et une stabilité de la solution pour des niveaux de raffinement plus élevés. Pour cela,

plusieurs jeux de raffinement maximal ont été testés : un niveau faible, un niveau intermédiaire et un niveau élevé décrits dans le tableau 7.1 pour chaque nuance utilisée (correspondant chacune à des rayons de tombage différents).

Niveau maximal de raffinement	Nuances	Tombage	Présertissage	Sertissage
faible	Acier E220BH	4	5	6
	Al 6016 DR130	4	4	5
intermédiaire	Acier E220BH	5	5	5
	Al 6016 DR130			
élevé	Acier E220BH	5	6	6
	Al 6016 DR130			

Tab. 7.1. Niveaux de raffinement testés pour la simulation de chaque étape.

7.2.2. Méthode de simulation du tombage/présertissage/sertissage

La méthode développée dans le cas de la simulation du sertissage des pièces à bord droit est réutilisée pour les pièces à bord courbe. Chaque étape (tombage, présertissage, sertissage) est simulée ainsi que les phases intermédiaires de retrait des lames correspondant aux phases de retour élastique (voir figure 7.2). Les géométries des outils utilisés dans les simulations sont issues d'une digitalisation des outils réels positionnés en fin de course de chaque étape. Cette technique est actuellement pratiquée pour des outils plus complexes grâce aux logiciels ATOS [1] et TRITOP [2] développés par la société GOM. La digitalisation de chaque outil est effectuée avec ATOS, celui-ci générant un nuage de points espacés entre eux d'une distance supérieure à 0,075 mm. Ces points sont ensuite utilisés pour construire les surfaces CAO des outils nécessaires en simulation. Grâce à une mesure in situ des outils de sertissage par photogrammétrie, TRITOP permet le repositionnement des outils digitalisés dans leur position finale respective après présertissage et sertissage. On vérifie à titre indicatif que l'on respecte en moyenne, à 0,1 mm près, les distances finales lame/matrice dp et ds indiquées en annexe E. Cette technique permet de détecter les défauts de parallélisme des outils. Les vitesses de descente des outils sont augmentées en simulation et sont fixées à 5 m/s afin de réduire les temps de calculs. L'intégralité des éprouvettes a été volontairement modélisée pour prendre en compte les éventuelles dissymétries observées dans les essais. Afin de simuler le serrage de la tôle entre le serre-flan et le fond de matrice grâce à l'action des quatre vérins à gaz agissant au cours du tombage, des forces verticales de 12,5 kN sont appliquées sur quatre nœuds du serre-flan uniformément répartis sur celui-ci. La matrice est fixe et le poinçon est animé d'une vitesse verticale de 5 m/s sur une course correspondant à la pénétration P définie en annexe E. De même, l'action du presseur sur la doublure pendant le présertissage et le sertissage est modélisée par l'application d'une force de 10 kN sur deux nœuds de celui-ci. Cette valeur assure l'immobilité de la doublure sous le serre-flan comme cela est observé durant les essais réels. La matrice est fixe et les lames sont animées d'une vitesse de 5 m/s jusqu'à ce que les distances lame/matrice correspondent à celles indiquées en annexe E.

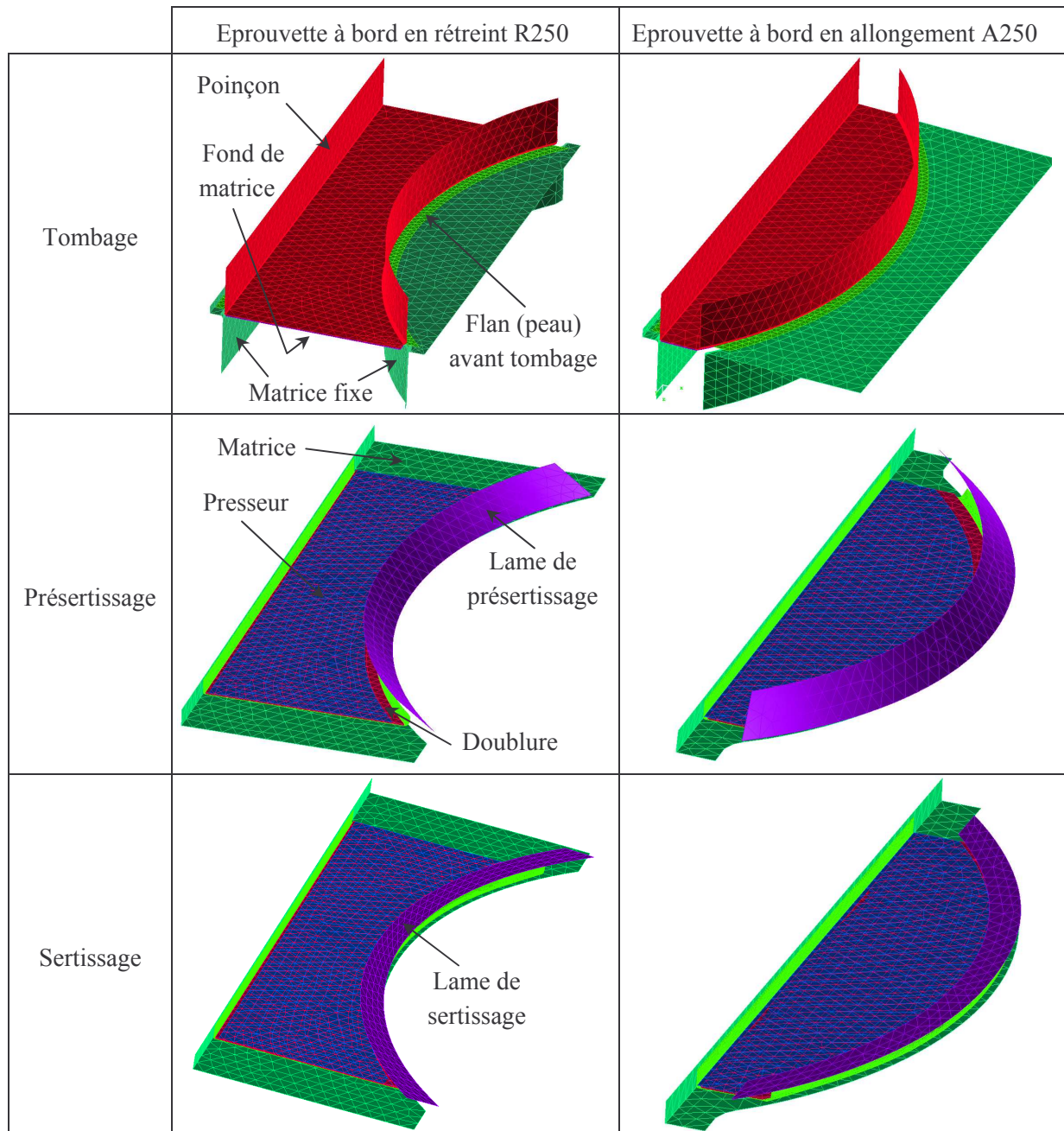


Fig. 7.2. Procédure de simulation en intégrant les outils provenant de la digitalisation ATOS/TRITOP.

7.2.3. Coefficients des lois de comportement adoptées

7.2.3.1. Caractéristiques physiques des tôles

Le tableau 7.2 ci-après indique la masse volumique des tôles étudiées ainsi que leurs caractéristiques mécaniques à basse vitesse : le module d'Young, le coefficient de Poisson et les limites élastiques identifiées à partir des essais de traction (voir chapitre 2).

Nuances	ρ (kg.m ⁻³)	E (GPa)	ν	Re_0 (MPa)	Re_{45} (MPa)	Re_{90} (MPa)
Al 6016 DR130	2700	70	0,3	152	150	148
Acier E220BH	7820	210	0,3	232	241	231

Tab. 7.2. Caractéristique des tôles en Al 6016 DR130 et en acier E220BH à basse vitesse.

7.2.3.2. Coefficients d'anisotropie pour le critère de Hill48

On adopte le critère d'anisotropie de Hill48 comme critère de plasticité. La prise en compte de l'anisotropie s'est révélée particulièrement importante pour la simulation du sertissage de pièces 3D en acier [3], [4]. Les coefficients d'anisotropie sont identifiés par les mesures des déformations réalisées en traction à basse vitesse. Ils sont rappelés pour chaque nuance dans le tableau 7.3.

Nuances	r_0	r_{45}	r_{90}
Acier E220BH	1,65	1,45	1,77
Al 6016 DR130	0,68	0,55	0,58

Tab. 7.3. Coefficients d'anisotropie adoptés dans les simulations.

7.2.3.3. Coefficients des lois d'érouissage isotrope

c. Lois élasto-plastiques

La loi d'érouissage adoptée pour décrire le comportement des tôles en alliage d'aluminium est la loi intermédiaire introduite au chapitre 2 :

$$\sigma = K(\bar{\epsilon}_p + \bar{\epsilon}_0)^n \exp(-\bar{R}\bar{\epsilon}_p) \quad (7.1)$$

Cette formulation permet de généraliser les lois de Krupkowski et d'Hollomon largement utilisées pour les tôles en acier. Les coefficients de la loi intermédiaire et de la loi d'Hollomon sont identifiés respectivement à partir de la traction pour l'alliage d'aluminium 6016 DR130 et à partir des essais de pliage pour l'acier E220BH. Le chapitre 3 a d'ailleurs montré que l'identification en pliage était équivalente à celle effectuée en traction. Ainsi, les coefficients retenus pour l'étude sont présentés dans le tableau 7.4.

Nuances	K (MPa)	N	$\bar{\epsilon}_0$	\bar{R}
Acier E220BH	613	0,204	0	0
Al 6016 DR130	632	0,314	0,013	0,49

Tab. 7.4. Coefficients des lois d'érouissage élasto-plastiques dans le sens 0° des tôles étudiées.

d. Loi élasto-viscoplastique

La loi de Johnson-Cook est choisie pour décrire la sensibilité du comportement de l'acier E220BH à la vitesse de déformation :

$$\begin{cases} \sigma = K \bar{\epsilon}_p^n & \text{si } \dot{\epsilon}_p \leq \dot{\epsilon}_0 \\ \sigma = K \bar{\epsilon}_p^n \left[1 + a \ln \left(\frac{\dot{\epsilon}_p}{\dot{\epsilon}_0} \right) \right] & \text{si } \dot{\epsilon}_p > \dot{\epsilon}_0 \end{cases} \quad (7.2)$$

Les coefficients de cette loi sont issus de l'identification effectuée sur la base des essais de traction présentés au chapitre 2 et sont rappelés dans le tableau 7.5.

K (MPa)	n	$\dot{\epsilon}_0$ (s ⁻¹)	a
620	0,188	0,08	0,026

Tab. 7.5. Coefficients de la loi d'érouissage élasto-viscoplastique identifiés pour l'acier E220BH.

En simulation numérique, la sensibilité à la vitesse de déformation dans les tôles en acier E220BH est prise en compte grâce à un facteur de correction. Ce facteur est défini par le rapport entre la vitesse réelle des outils mobiles imposée dans les essais et la vitesse imposée en simulation. Le tableau 7.6 ci-dessous mentionne les facteurs correctifs de la vitesse pour chaque étape du procédé.

	Tombage	Présertissage	Sertissage
V_{essai}	≈ 250 mm/s	≈ 16 mm/s	≈ 15,5 mm/s
$V_{simulation}$	5 m/s		
$\frac{V_{essai}}{V_{simulation}}$	0,05	0,0032	0,0031

Tab. 7.6. Facteurs de correction adoptés pour la prise en compte de la sensibilité à la vitesse de l'acier E220BH en simulation du sertissage.

La résolution de l'équation dynamique est effectuée en utilisant la vitesse imposée en simulation $V_{simulation}$. La résolution des équations de comportement nécessite alors la connaissance de la vitesse de déformation réelle du matériau pour le calcul des contraintes. Le facteur de correction joue alors le rôle d'un facteur d'échelle permettant le calcul des vitesses de déformation réelles dans la résolution des équations de Prandtl-Reuss.

7.2.3.4. Coefficients de la loi d'érouissage combiné de Lemaître Chaboche

Le logiciel OPTRIS v6.1 dispose de la loi d'érouissage combiné de Lemaître Chaboche particularisée à une contrainte d'écoulement isotrope suivant une loi de Voce :

$$\begin{cases} \sigma_0(\bar{\epsilon}_p) = R_e + R_{sat} [1 - \exp(-C_R \bar{\epsilon}_p)] \\ \dot{\mathbf{X}} = \frac{2}{3} C_0 \dot{\epsilon}^p - \gamma \dot{\epsilon}_p \mathbf{X} \end{cases} \quad (7.3)$$

Les paramètres de cette loi d'érouissage sont identifiés pour la tôle en alliage d'aluminium 6016 DR130 à partir des essais de micro-plier/déplier. Les coefficients relatifs à la nuance en acier E220BH sont déterminés à partir des mêmes essais mais avec une loi d'écoulement isotrope d'Hollomon. La méthode de détermination des coefficients de la loi (7.3) à partir de ceux déjà identifiés pour l'acier E220BH est décrite en annexe F. Le tableau 7.7 résume les paramètres de la loi d'érouissage combiné (7.3) utilisée dans OPTRIS v6.1.

Nuances	R_e (MPa)	R_{sat} (MPa)	C_R	C_0 (MPa)	γ
Acier E220BH	232	124	24,4	599	1,24
Al 6016 DR130	152	161	17,39	339	5,41

Tab. 7.7. Coefficients de la loi d'érouissage combiné de Lemaître Chaboche dans OPTRIS v6.1.

7.2.4. Coefficients de frottement de Coulomb adoptés

Dans un premier temps, on utilise les valeurs des coefficients de frottement entre les lames et la peau déduites du sertissage des éprouvettes à bord droit, réalisé avec des vitesses de lames analogues. Les valeurs des coefficients de frottement sont rappelées dans le tableau 7.8. La validité de l'hypothèse de frottement de Coulomb ainsi que la pertinence des valeurs choisies seront discutées ultérieurement. De manière analogue au sertissage des éprouvettes à bord droit, les coefficients de frottement entre les autres pièces sont fixés à 0,13.

Nuance des peaux	$f^{présertissage}$	$f^{sertissage}$
Al 6016 DR130	0,205	0,24
Acier E220BH	0,195	0,210

Tab. 7.8. Coefficients de frottement de Coulomb entre la peau et les lames déduits des essais semi-industriels de présertissage/sertissage des éprouvettes à bord droit.

7.3. Résultats numériques

7.3.1. Etude de sensibilité de la solution au raffinement utilisé

Le sertissage induit une localisation de la courbure dans la zone du rayon de tombage. Cette caractéristique nécessite un raffinement local des éléments finis suffisant pour déterminer correctement la forme du serti. La question posée est alors de connaître le niveau de raffinement nécessaire pour atteindre la stabilité de la solution. Pour cela, les trois jeux de niveaux de raffinement définis dans le tableau 7.1 sont évalués dans les simulations de tombage/présertissage/sertissage. Les résultats sont présentés sur les figures 7.3 et 7.4 pour les deux pièces R250 et A250 en acier E220BH et en Al 6016 DR130. Notons que le raffinement intermédiaire assure globalement une convergence acceptable de la solution pour les éprouvettes en acier E220BH alors que le faible raffinement peut suffire pour la simulation des pièces en alliage d'aluminium. Cette différence se justifie pleinement par un rayon de tombage plus élevé pour les tôles en alliage d'aluminium ($R_t = 2$ mm) que pour les tôles en acier ($R_t = 0,5$ mm). Ces dernières nécessitent alors un raffinement plus élevé.

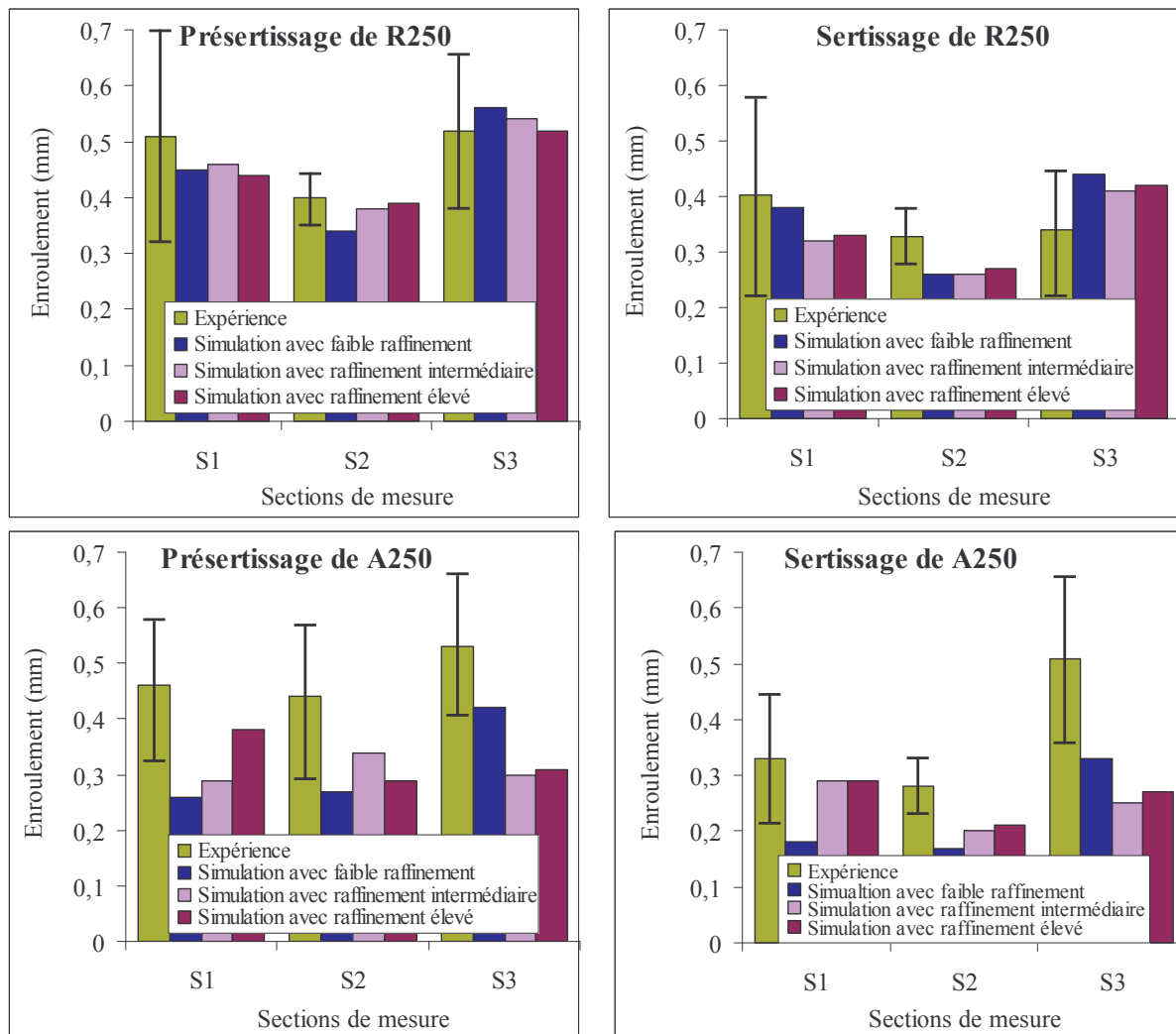


Fig. 7.3. Influence du niveau de raffinement choisi sur les enroulements calculés pour les pièces en acier E220BH en utilisant la loi d'écoulement isotrope élasto-viscoplastique.

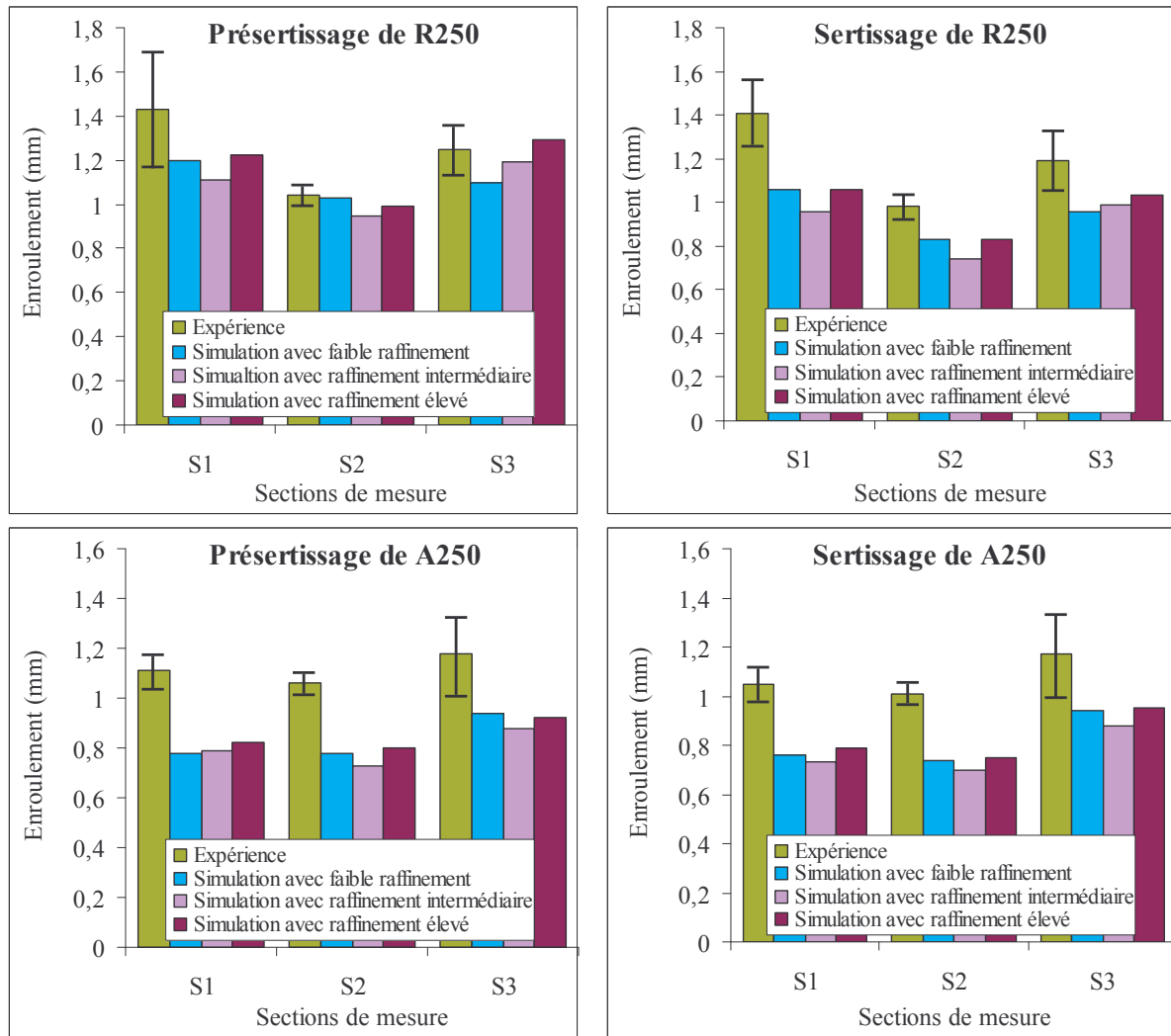


Fig. 7.4. Influence du niveau de raffinement choisi sur les enroulements calculés pour les pièces en alliage d'aluminium 6016 DR130 en utilisant la loi d'érouissage isotrope élasto-plastique.

Cependant, quelques résultats comme le présertissage des pièces A250 en acier peuvent mettre en doute la stabilité des modèles au raffinement utilisé. Ils traduisent la faiblesse probable d'un raffinement trop élevé des éléments fins coques pouvant conduire parfois à une divergence des résultats de calculs. Par ailleurs, les résultats de calculs des forces et des autres paramètres géométriques ne sont pas sensiblement affectés par les niveaux de raffinement. Les tableaux présentant les valeurs des paramètres géométriques calculées avec le raffinement intermédiaire sont présentées en annexe G.

Dans un objectif de réduction des temps de conception, il est aussi légitime de s'intéresser aux temps de calculs qu'entraînent de tels niveaux de raffinement. Le nombre d'éléments et le temps de calculs pour les étapes de tombage, présertissage et sertissage sont représentés sur la figure 7.5 lorsque le raffinement intermédiaire est adopté. Cette figure montre que le tombage est l'étape la plus pénalisante en terme de temps de calcul puisqu'il engendre une forte augmentation du nombre d'éléments. On note que pour un raffinement analogue, les calculs sont plus rapides pour l'acier que pour l'alliage d'aluminium en raison de la plus faible épaisseur des tôles en acier entraînant un pas de temps plus élevé selon la condition de stabilité (5.56) présentée au chapitre 5. Le pas de temps pour les

calculs du sertissage de l'acier est approximativement de $9,9 \cdot 10^{-5}$ ms alors qu'il ne vaut que $6,8 \cdot 10^{-6}$ pour les calculs du sertissage de l'alliage d'aluminium. Ceci explique la différence entre les temps de calculs obtenus. On vérifie que le rapport entre les temps de calculs équivaut approximativement au rapport des épaisseurs des deux tôles. Le principal défaut des codes explicites dynamiques est la stabilité conditionnelle du schéma numérique lié au pas de temps élémentaire du plus petit élément (voir chapitre 5). Le temps de calcul peut donc devenir handicapant en simulation de sertissage puisque le raffinement peut être élevé, notamment dans les éprouvettes en acier pour lesquelles le rayon de tombage est relativement faible ($R_t = 0,5$ mm). Un compromis entre la précision de la solution et le temps de calcul peut être trouvé en utilisant le « mass scaling ». Cette technique consiste à augmenter artificiellement la masse des plus petits éléments pour respecter un pas de temps nominal et de surcroît réduire les temps de calculs. Les figures 7.6 et 7.7 montrent l'impact sur les temps de calculs et sur les enroulements du « mass scaling » appliqué pour des éléments de taille inférieure à 0,25 mm. Le cas traité est la simulation du sertissage de l'éprouvette R250 en Al 6016 DR130 pour laquelle le pas de temps calculé et utilisé par OPTRIS v6.1 est de $4,4 \cdot 10^{-5}$ ms.

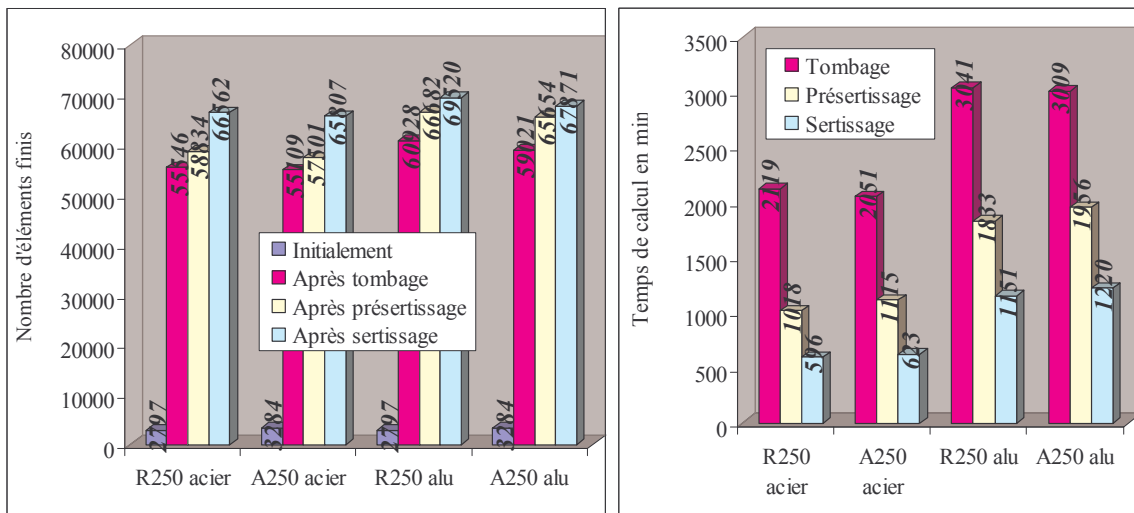


Fig. 7.5. Nombres d'éléments et temps de calculs pour chaque étape en utilisant le raffinement intermédiaire sans « mass scaling ».

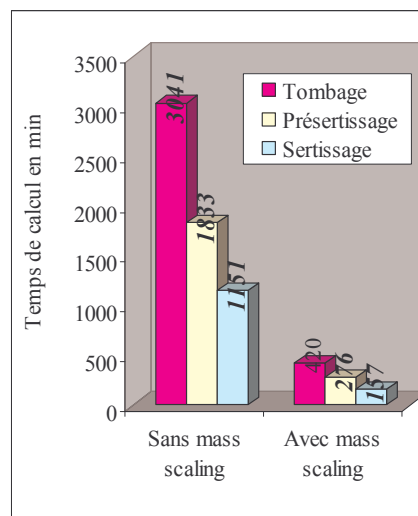


Fig. 7.6. Effet du « mass scaling » sur les temps de calculs du sertissage de R250 en Al 6016 DR130.

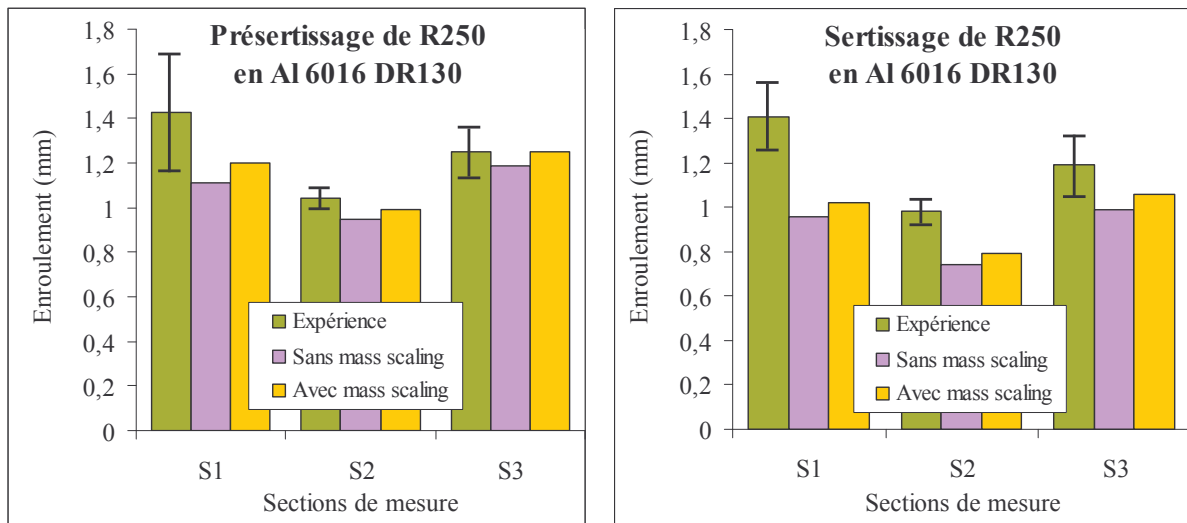


Fig. 7.7. Effet du « mass scaling » sur les enroulements calculés pour R250 en Al 6016 DR130.

Ces résultats soulignent l'intérêt non négligeable du « mass scaling » en simulation de sertissage, et ce pour des valeurs d'enroulements calculées globalement similaires à celles obtenues sans « mass scaling ». En raison de l'ajout d'inertie à la structure, il peut aussi stabiliser le calcul des forces en évitant les petites oscillations visibles par exemple dans les simulations du sertissage des éprouvettes en acier. Cependant, il est recommandé [5] de ne pas utiliser une trop grande valeur car la conséquence est l'ajout local de masse qui induit une augmentation de l'inertie parfois à l'origine d'oscillations non physiques des forces.

7.3.2. Contribution de la sensibilité à la vitesse de l'acier E220BH

Comme décrit sur la figure 7.8, les comparaisons entre les simulations utilisant une loi élasto-plastique et une loi élasto-viscoplastique (loi élasto-plastique intégrant la sensibilité à la vitesse de déformation) montrent la contribution non négligeable de la sensibilité à la vitesse de l'acier sur les enroulements calculés. Sa prise en compte va de pair avec la recherche d'une plus grande précision des résultats. Les tableaux G.1 de l'annexe G résument les valeurs obtenues sur les autres paramètres géométriques.

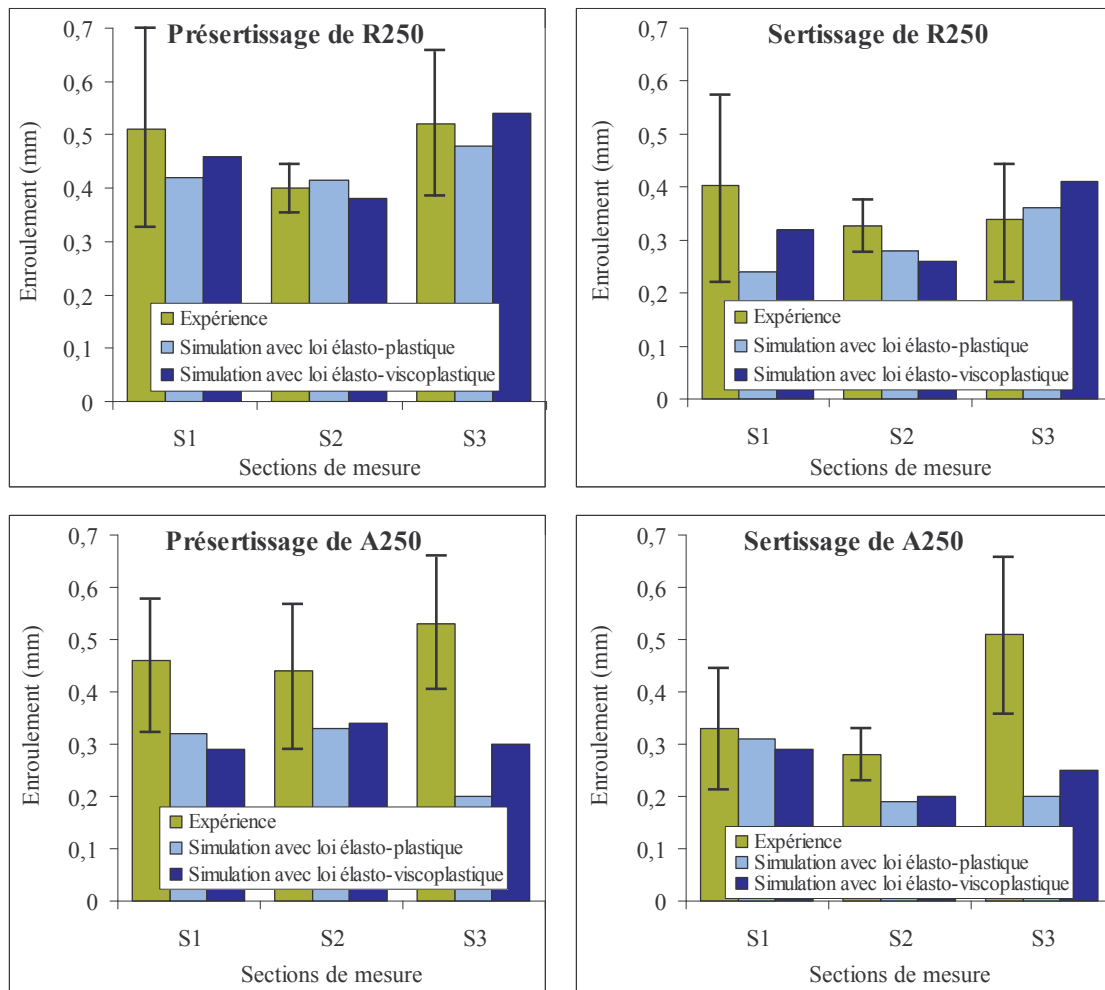


Fig. 7.8. Influence de la sensibilité à la vitesse sur le calcul des enroulements en présertissage et en sertissage des éprouvettes R250 et A250 en acier E220BH (avec raffinement intermédiaire).

Comme le montre la figure 7.9, la loi élasto-viscoplastique permet également une meilleure prédiction des forces calculées puisque celles-ci sont légèrement sous-estimées par la loi élasto-plastique (sans effet de vitesse). Enfin, on remarque que la prise en compte de l'effet de vitesse stabilise le calcul des forces, tout comme la technique du « mass scaling ». En revanche, elle ne permet pas de résoudre la tendance à la sous-estimation des enroulements. En outre, les écarts persistent entre les remontées finales des forces expérimentales et numériques. Si la différence est peu marquée au présertissage, elle l'est bien plus en fin de sertissage. Ce constat s'explique en majeure partie par la flexion de la matrice en présence de forces relativement élevées. Cette élasticité de la matrice (non prise en compte dans les simulations) induit des courses finales réelles plus élevées nettement bien mise en évidence sur les graphes ci-dessous.

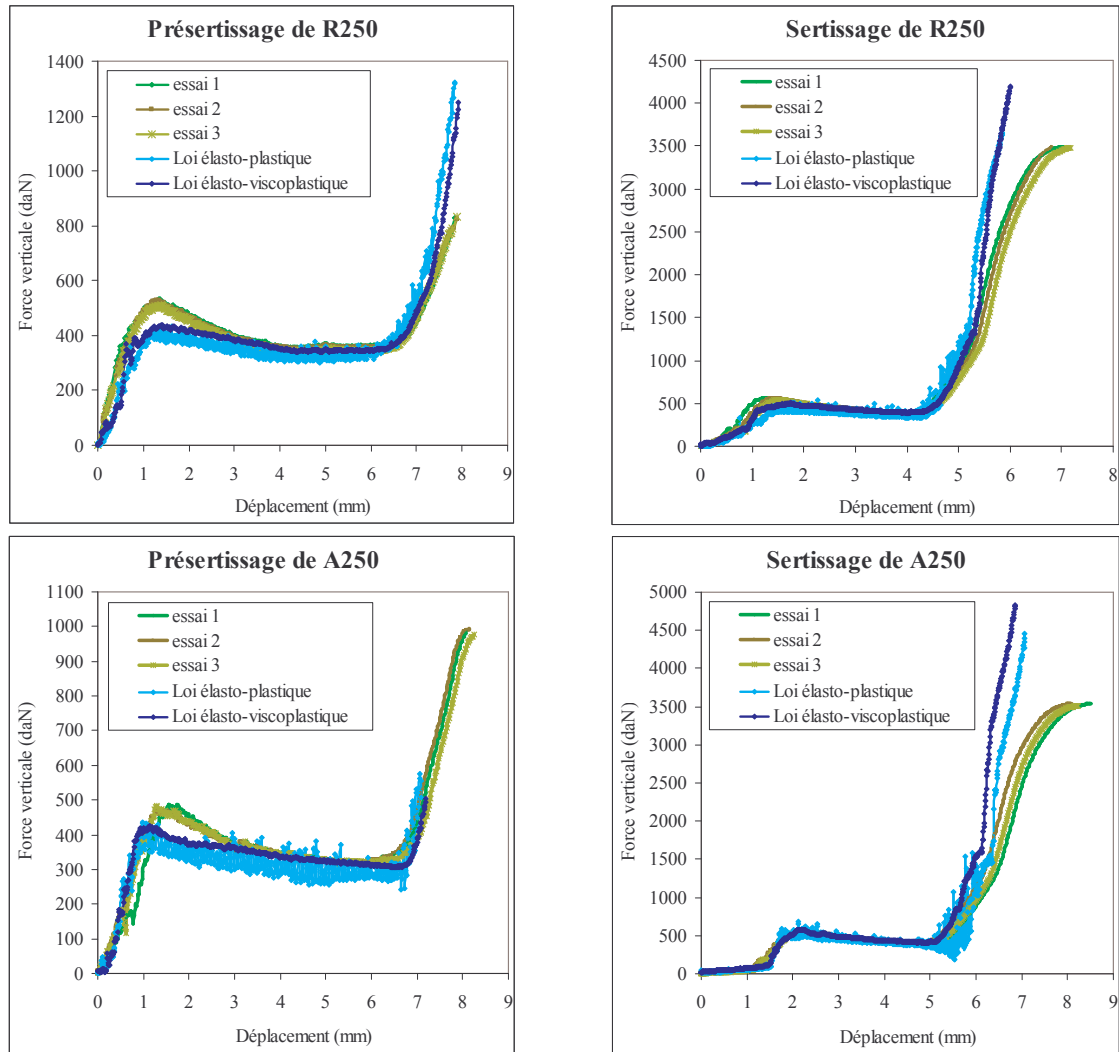


Fig. 7.9. Influence de la sensibilité à la vitesse sur le calcul des forces en présertissage et en sertissage des éprouvettes R250 et A250 en acier E220BH (avec raffinement intermédiaire).

7.3.3. Contribution de l'érouissage combiné

Les résultats présentés sur les figures 7.10 et 7.11 montrent l'influence de l'érouissage cinématique non négligeable dans certains cas mais moins visible dans d'autres cas, comme pour le sertissage de l'éprouvette A250 en alliage d'aluminium 6016 DR130. Les tableaux G.2 et G.3 de l'annexe G listent les valeurs de tous les paramètres géométriques calculés. Comme en témoigne la figure 7.11, l'érouissage combiné induit très peu de modifications sur les niveaux de forces calculés. Il joue donc essentiellement le rôle d'un facteur de forme qu'il importe de prendre en compte si l'on souhaite atteindre une prédiction fine des dimensions finales des pièces. En revanche, l'affinement de la loi de comportement par la prise en compte de l'effet Bauschinger à travers l'érouissage combiné ne permet pas aux calculs d'atteindre des enroulements situés dans la fourchette des valeurs expérimentales. Ce point fait l'objet de la discussion du dernier paragraphe.

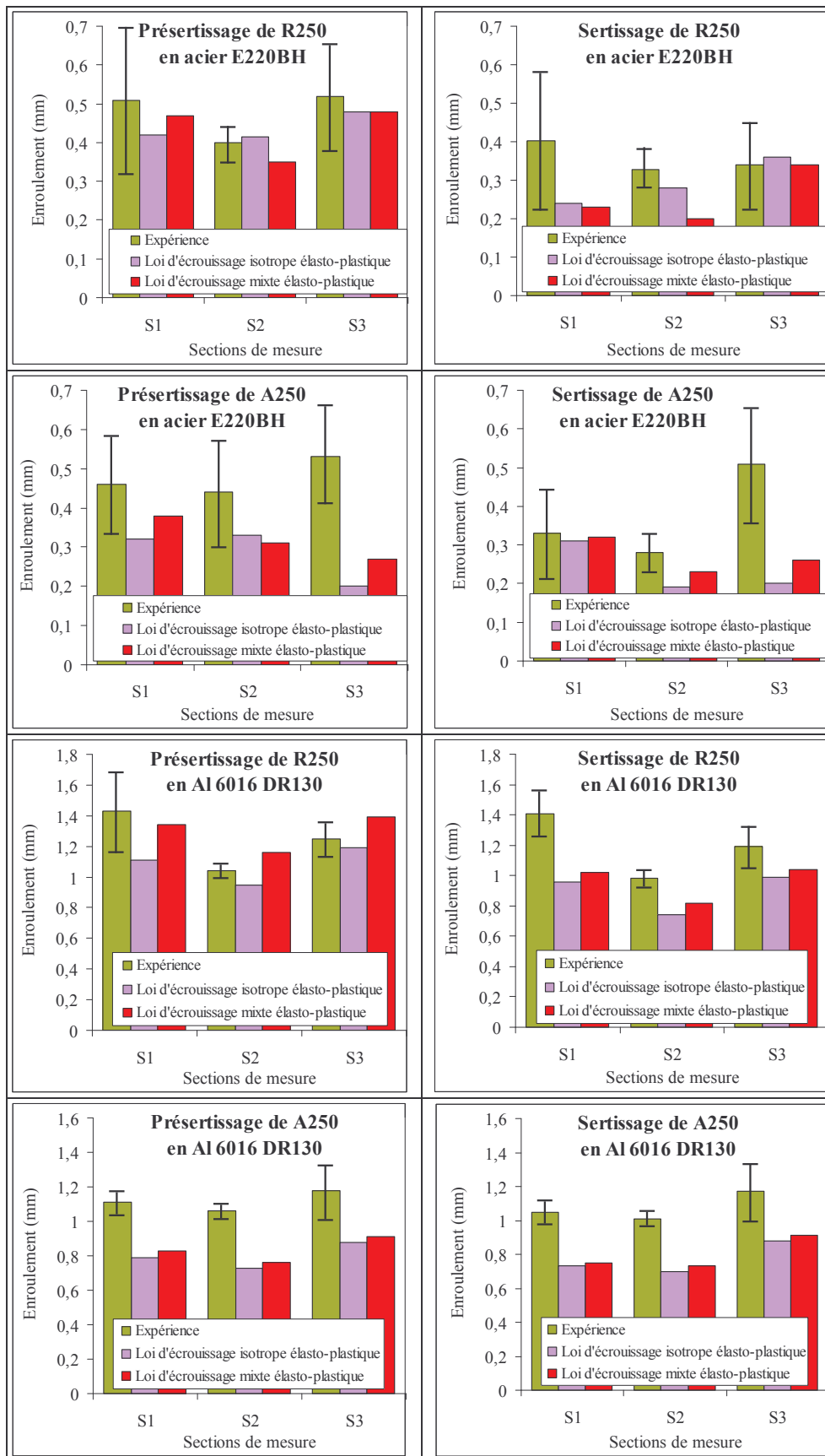


Fig. 7.10. Influence de l'écroutissage cinématique sur le calcul des enroulements après présertissage et sertissage des éprouvettes R250 et A250 en acier E220BH et Al 6016 DR130.

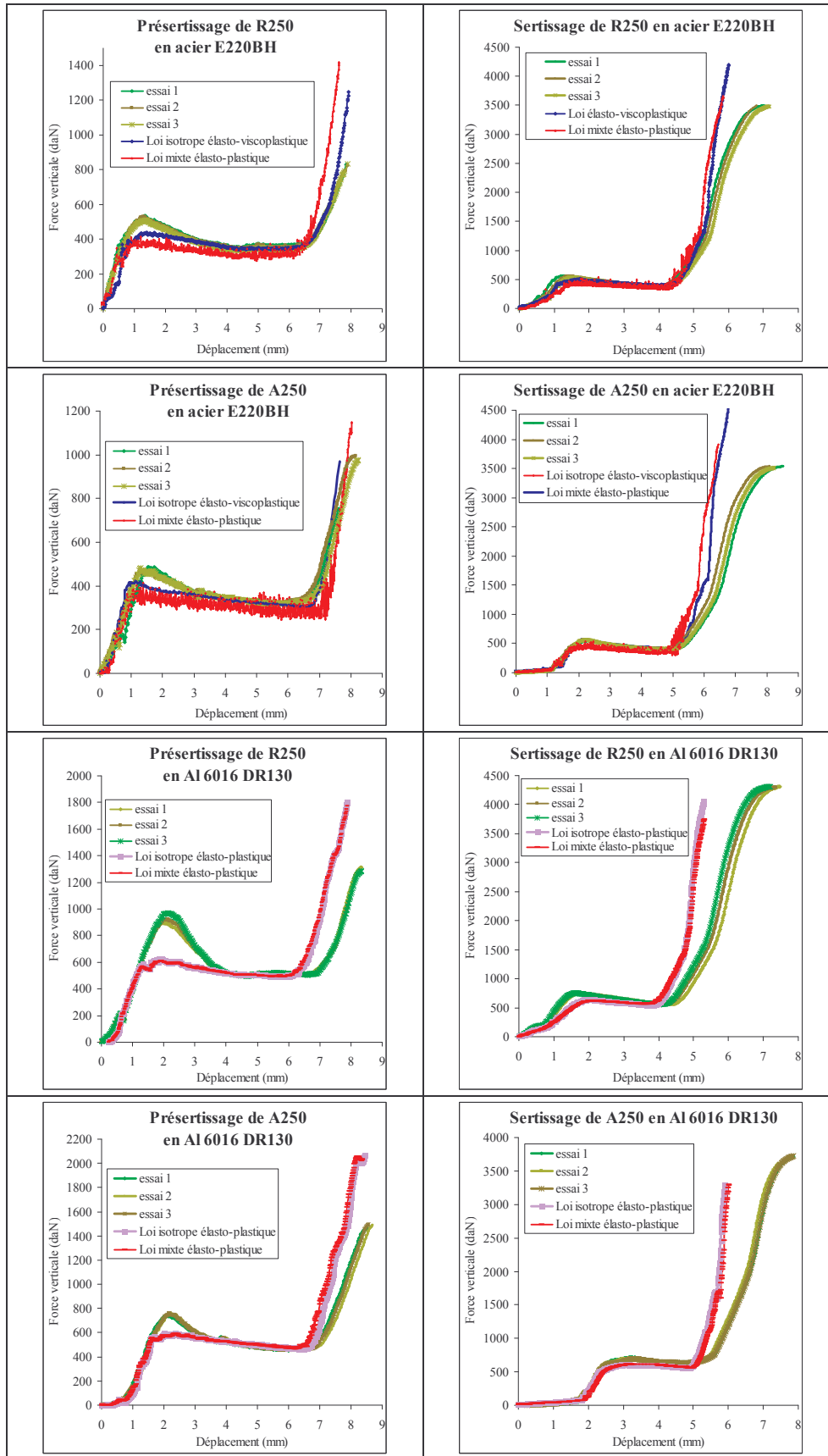


Fig. 7.11. Influence de l'écroutissage cinématique sur le calcul des forces verticales en présertissage et en sertissage des éprouvettes R250 et A250 en acier E220BH et Al 6016 DR130.

7.3.4. Discussion et réajustement des coefficients de frottement

Jusqu'à présent, nous avons montré l'importance de tenir compte de l'effet de vitesse pour l'acier et de l'érouissage combiné pour les deux nuances. Néanmoins nous constatons que les simulations sous-estiment les valeurs d'enroulements expérimentales. Or, au chapitre 6 dédié au sertissage des éprouvettes à bord droit, le frottement entre les lames et la peau est de premier ordre. Les coefficients de frottement apparent définis au chapitre 4 sont tracés au cours du présertissage et du sertissage de chaque éprouvette. Ils sont présentés sur la figure 7.12. Les comparaisons entre les courbes expérimentales et numériques montrent que le frottement identifié à partir de l'analyse directe du présertissage et du sertissage des éprouvettes à bord droit n'est pas représentatif de celui existant lors du sertissage de pièces à bord courbe. En effet, le frottement semble dépendre de la forme et de l'histoire tribologique des lames présentant une rugosité pouvant différer de celle des lames droites. Les calculs surestiment en règle générale les valeurs expérimentales du frottement, ce qui explique la sous-estimation des enroulements en simulation numérique. Néanmoins, si les courbes expérimentales et numériques ne sont quantitativement pas en accord, les évolutions sont en général qualitativement conformes à celles obtenues aux essais, excepté pour l'éprouvette R250 en alliage d'aluminium 6016 DR130. Il semblerait dans ce cas qu'un coefficient de frottement de Coulomb évolutif pourrait mieux décrire le frottement entre la lame et la peau. Ces analyses nous ont permis de réajuster les valeurs du coefficient de frottement de Coulomb sur la phase B définie sur la figure 4.23 du chapitre 4 et correspondant au régime de frottement dynamique entre la lame et la totalité du bord courbe. Plusieurs valeurs candidates du coefficient de frottement entre les lames et les tôles sont utilisées en simulation pour déterminer de proche en proche l'ordre de grandeur du coefficient de frottement à appliquer selon la nuance et la forme géométrique de la pièce. Les valeurs sont présentées dans le tableau 7.9.

Nuances des peaux	Formes d'éprouvettes	$f^{présertissage}$		$f^{sertissage}$	
		Réajustement numérique	Essais (voir chapitre 4)	Réajustement numérique	Essais (voir chapitre 4)
Acier E220BH	R250	0,195	?	0,165	0,16 ± 0,005
	A250	0,195	0,19 ± 0,01	0,165	0,155 ± 0,015
Al 6016 DR130	R250	0,215	?	0,20	0,18 ± 0,015
	A250	0,175	0,175 ± 0,01	0,18	0,175 ± 0,01

Tab. 7.9. Valeurs du coefficient de frottement de Coulomb entre la peau et les lames obtenues après réajustement numérique et comparaison avec les valeurs obtenues par le dépouillement analytique exposé au chapitre 4.

D'après les courbes de frottement tracées sur la figure 7.12, ces valeurs garantissent un frottement plus représentatif de celui existant réellement entre les peaux et les lames courbes. Le tableau 7.9 montre également que les valeurs réajustées à partir des simulations OPTRIS v6.1 correspondent, aux incertitudes de mesures près, aux valeurs extraites du dépouillement analytique des essais de présertissage/sertissage des pièces à bord courbe (voir chapitre 4). Cette constatation justifie alors la

pertinence de la méthode de dépouillement analytique du frottement pendant les essais de sertissage des éprouvettes à bord courbe. On note au passage que le frottement pour les tôles en alliage d'aluminium semble en général plus élevé que pour les tôles en acier.

Enfin, comme en témoignent les graphes de la figure 7.13, les valeurs réajustées du tableau 7.9 et utilisées dans les calculs de présertissage et de sertissage garantissent une meilleure prédiction des enroulements par rapport aux valeurs expérimentales. Si ces derniers résultats sont globalement satisfaisants, des imprécisions peuvent résulter de la digitalisation et du repositionnement relatif des outils. Ces imprécisions peuvent se traduire par des erreurs sur les dimensions ou sur le parallélisme des outils dont l'impact sur les calculs est difficilement quantifiable pour le moment. Enfin, la flexion de la matrice assimilée à un corps rigide dans nos simulations est loin d'être négligeable. Il peut s'agir aussi d'une source d'erreur difficilement quantifiable sur les résultats des calculs.

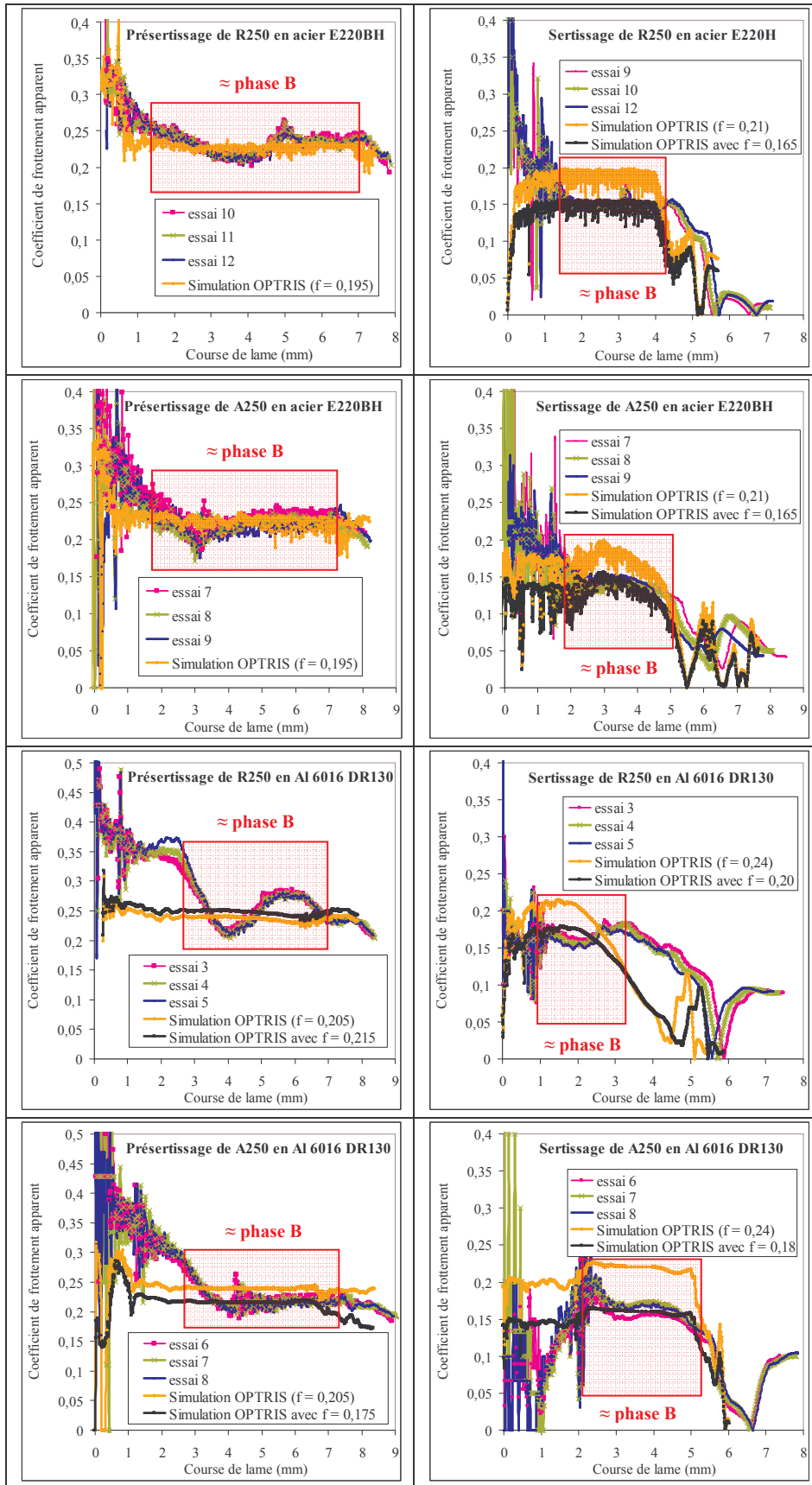


Fig. 7.12. Comparaison entre les courbes de frottement numériques et expérimentales.

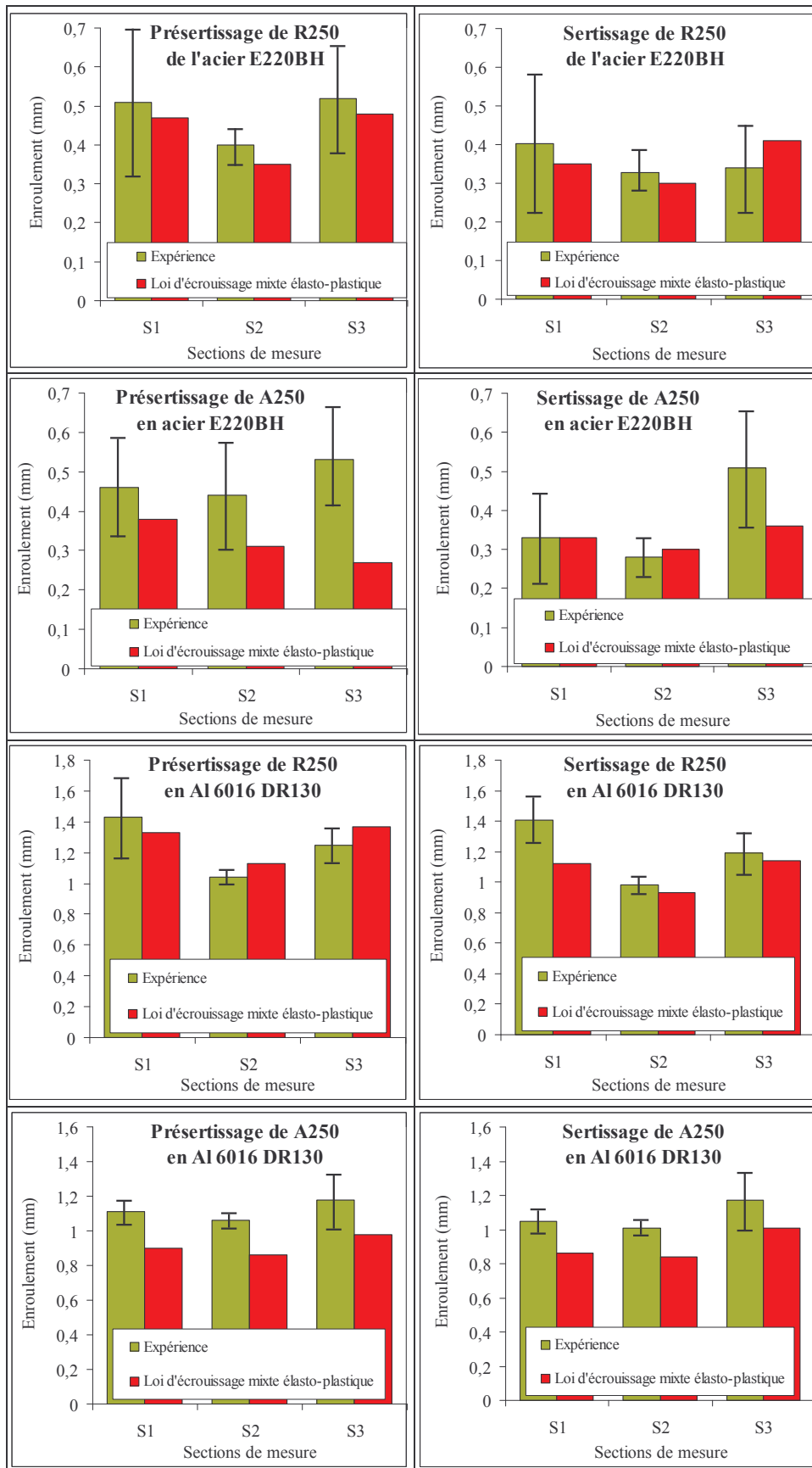


Fig. 7.13. Comparaison entre les enroulements expérimentaux et les enroulements calculés par OPTRIS v6.1 en tenant compte du réajustement des coefficients de frottement de Coulomb.

7.4. Conclusions

Cette approche numérique du sertissage de pièces à bord courbe permet d'appréhender dans quelle mesure les outils développés et utilisés pour le sertissage des pièces à bord droit peuvent être appliqués au traitement de pièces plus complexes. L'étude a permis de définir des règles de modélisation pour obtenir une bonne précision des calculs sans trop augmenter les temps de calculs. Elle confirme aussi que l'utilisation de l'écrouissage combiné et la prise en compte de la sensibilité à la vitesses pour les aciers sont dignes d'intérêt. Il est cependant regrettable que OPTRIS v6.1 ne puisse pas coupler les deux effets, car tous deux ont leur importance, notamment en simulation du sertissage de pièces en acier.

Cette étude renforce l'importance du rôle joué par le frottement entre les lames et la peau au présertissage et au sertissage. Les résultats montrent par ailleurs la véracité des coefficients de frottement de Coulomb déduits de la caractérisation réalisée à partir des essais de sertissage des pièces à bord courbe. Si l'hypothèse du frottement de Coulomb constant donne finalement des résultats globalement satisfaisants, un frottement évolutif sur la lame est éventuellement à prévoir dans certains cas, d'autant plus que les lames sont de grandes dimensions et que la rugosité est probablement fonction de la position sur la surface de la lame. Cette dernière hypothèse est confirmée par une pollution visible des lames due soit à un transfert de matière, soit à un écrêtement des pics de rugosité aux endroits où la lame est en contact avec la peau. Cette hétérogénéité de l'état de surface des lames provoque un gradient de rugosité fonction de l'histoire tribologique des lames. La mise en place systématique de la lame sur la sertisseuse d'essais induit aussi des dispersions pouvant modifier la zone de contact de la lame avec les peaux. Ce repositionnement systématique réalisé pour chaque série d'essais peut alors entraîner une dispersion du coefficient de frottement pour une même nuance de tôle.

Références bibliographiques

- [1] GOM, *Manuel d'utilisation du système ATOS II*.
- [2] GOM, *Manuel d'utilisation du système TRITOP*.
- [3] M. SVENSSON, K. MATTIASSON, *Three-dimensional simulation of hemming with the explicit FE-method*, J. Mater. Proc. Technol., 128, p. 142-154, 2002.
- [4] M. SIGVANT, *The hemming process, a numerical and experimental study*, Ph.D thesis, Department of Structural Engineering and Mechanics, Chalmers University of Technology, Göteborg, 2003.
- [5] ESI GROUP, *Manuel utilisateur version OPTRIS 6.1*, 2000.

Chapitre 8

Conclusion générale et perspectives

Nous avons abordé dans cette étude le problème de la modélisation du sertissage à travers une approche expérimentale et numérique du procédé. L'objectif principal est de fiabiliser les simulations numériques du sertissage à travers :

- la compréhension et la description physique du procédé en termes de modélisation du comportement des tôles et de frottement entre les tôles et les outils,
- l'étude par la simulation numérique du sertissage de l'influence du comportement des tôles, du frottement entre les tôles et les lames et des paramètres géométriques du procédé.

Dans le cadre de l'étude expérimentale du procédé, nous avons conçu et utilisé un montage de laboratoire simulant les étapes du présertissage et du sertissage d'éprouvettes à bord droit. Il permet la détermination de la géométrie intermédiaire et finale des pièces (enroulements), de l'évolution des forces mises en jeu, du contact et du frottement entre les tôles et les lames. Des essais semi-industriels complémentaires de présertissage et de sertissage d'éprouvettes à bord courbe ont été réalisés sur une sertisseuse hydraulique utilisée chez PSA Peugeot Citroën. Les conditions de ces essais sont plus proches des conditions industrielles en termes de vitesse des lames, de dimension des pièces et de géométrie des bords.

Dans le cadre de la modélisation numérique du procédé, plusieurs outils numériques ont été utilisés et/ou développés pour simuler le procédé de sertissage :

- le code d'éléments finis OPTRIS v6.1 utilisé chez PSA Peugeot Citroën est basé sur des éléments finis coques sous l'hypothèse de Reissner/Mindlin limitée théoriquement à de fortes flexions des tôles.
- le logiciel d'élément finis FORGE2[®] basé sur des éléments volumiques permet de décrire finement la déformation dans l'épaisseur de la tôle.
- Par ailleurs, un modèle mécanique programmé dans Scilab et basé sur la théorie de la faible flexion complète cette étude et permet d'analyser la simulation du sertissage avec des hypothèses simplifiées.

Les travaux ont montré que le succès de la simulation numérique du sertissage réside essentiellement dans une modélisation physique du comportement des tôles et du frottement en sertissage sans oublier la prise en compte des paramètres géométriques et relatifs au réglage du procédé.

1. Conclusions sur la modélisation du comportement des tôles en sertissage

Dans un premier temps, la caractérisation classique du comportement des tôles en traction uni-axiale a été complétée par la mesure des déformations par corrélation d'image. Cette technique a permis de déterminer l'anisotropie, la sensibilité à la vitesse et la courbe d'écroutissage monotone des

tôles en acier pour des déformations supérieures à celles atteintes au début de la striction diffuse ($\approx 0,2$). Les résultats montrent que la loi d'écroutissage puissance est représentative du comportement des aciers. Des essais de microdureté réalisés dans les sertis, couplés à une analyse numérique des déformations, a permis de compléter les résultats des essais de traction par la détermination des courbes d'écroutissage monotone des tôles en alliage d'aluminium. Ils ont montré la saturation de l'écroutissage pour des déformations supérieures à celles atteintes lors de l'apparition de la striction localisée en traction ($\approx 0,3$). Une loi d'écroutissage intermédiaire introduisant un terme exponentiel dans la loi puissance classique est utilisée pour décrire le comportement de ces nuances.

Dans un deuxième temps, une caractérisation par des essais de flexion et de micropliage/dépliage a été réalisée pour identifier le comportement des tôles dans un mode de déformation non monotone, analogue au sertissage. La simulation numérique des essais montre la pertinence des lois d'écroutissage monotones identifiées par les essais de traction et permet de plus la caractérisation de l'effet Bauschinger qui se manifeste lors du dépliage de la tôle. Des modèles d'écroutissage combiné isotrope/cinématique sont introduits et leurs coefficients ont été identifiés à partir des courbes de forces issues des essais de pliage/dépliage.

Dans un dernier temps, les simulations du sertissage des pièces à bord droit et à bord courbe ont montré la pertinence de l'utilisation de lois d'écroutissage combiné isotrope/cinématique, en raison de l'existence de sollicitations cycliques locales présentes en fin de présertissage et de sertissage. Les lois d'écroutissage combiné mettent en évidence une nette amélioration des prédictions d'enroulements dans FORGE2[®] par rapport aux résultats donnés par un modèle d'écroutissage isotrope classique. Elles assurent également un bon accord entre les enroulements expérimentaux et ceux prédits par OPTRIS v6.1, dans lequel la sensibilité à l'écroutissage cinématique est cependant moins marquée. L'utilisation de l'écroutissage combiné isotrope/cinématique peut améliorer la surestimation des enroulements de pièces à bord droit calculés par Atzema [1] et Sigvant [2] avec un modèle d'écroutissage isotrope. En outre, la sensibilité à la vitesse de déformation des aciers semble avoir une importance particulière en simulation de sertissage tout comme la prise en compte de l'anisotropie par le critère de Hill48 en simulation du sertissage de pièces à bord courbe [3]. Une étude numérique succincte sur la modélisation de l'endommagement par le modèle macroscopique de Lemaître identifié à partir des essais de traction uni-axiale donne des premiers résultats intéressants sur la prédiction de la rupture des sertis en alliage d'aluminium.

2. Conclusions sur la modélisation du frottement en sertissage

Les essais de présertissage et de sertissage ont permis la caractérisation du frottement entre les tôles et les outils grâce au dépouillement analytique des forces mises en jeu pour le présertissage et le sertissage des éprouvettes à bord droit et courbe. Les résultats montrent que le modèle classique de Coulomb représente en général correctement le frottement entre la tôle et les lames. Les essais ont également fourni les valeurs du coefficient de frottement de Coulomb entre la tôle et les lames pour le sertissage d'éprouvettes à bord droit et à bord courbe. Les valeurs du coefficient de frottement dépendent de la nuance, mais aussi de l'état de surface des outils qui évolue avec l'histoire tribologique des lames (usure, pollution des lames, ...). Une étude de sensibilité en simulation de sertissage a montré la forte sensibilité de l'enroulement au coefficient de frottement, d'où l'importance de sa détermination physique.

3. Conclusions sur la modélisation numérique en sertissage

La comparaison des enroulements calculés entre le modèle mécanique et les simulations par éléments finis montre que la simulation de toutes les étapes du procédé (tombage, présertissage et du sertissage) garantit la bonne prédiction de l'enroulement. La comparaison des résultats obtenus par les éléments finis coques utilisés dans OPTRIS v6.1 et par les éléments volumiques de FORGE2[®] montrent que :

- la prédiction des forces et de l'enroulement nécessite une bonne gestion du contact, problème plus ou moins critique selon le type d'élément choisi.
- la simulation du sertissage nécessite une taille de maille relativement faible pour représenter correctement le rayon de courbure de la tôle dans le serti. La taille de maille peut parfois descendre jusqu'à environ 1/4 de l'épaisseur de la tôle pour garantir une bonne précision des résultats. Des tailles de maille encore plus faibles peuvent cependant parfois entraîner des instabilités dans les calculs effectués avec OPTRIS v6.1. Une amélioration des éléments finis coques est proposée par Tabiei et Tanov [4] et peut permettre un meilleur comportement en forte flexion. Les résultats montrent toutefois que les éléments coques basés sur l'hypothèse de Reissner/Mindlin fournissent des résultats acceptables en mise en forme par sertissage.

4. Perspectives

Les travaux de la thèse réalisés à l'échelle des éprouvettes planes doivent être poursuivis et étendus pour des pièces de géométrie plus complexe. Il s'agit de prendre en compte non seulement la courbure mais aussi le galbe du bord de la pièce à sertir. Pour y parvenir, un montage de laboratoire analogue à celui utilisé dans la thèse pourrait être envisagé pour le sertissage d'éprouvettes à bord courbe ou d'éprouvettes galbées. L'avantage d'un tel montage est de s'affranchir des effets non maîtrisés de paramètres comme les défauts de parallélisme des outils, l'élasticité de la matrice ou les incertitudes liées aux grandes dimensions des pièces.

Compte tenu de la forte sensibilité de la géométrie finale de la pièce au frottement entre la peau et les lames, il serait intéressant de réaliser une étude de caractérisation expérimentale du frottement en sertissage non basée sur les essais physiques de sertissage que l'on cherche à simuler. A terme, l'objectif serait d'établir une loi déterministe reliant le coefficient de frottement de Coulomb à l'histoire tribologique des lames de sertissage à travers les paramètres suivants : forme des lames, fréquence d'utilisation de la lame, nuances utilisées, pression de contact ...

Si les lois d'écrouissage combiné semblent appropriées pour la simulation du sertissage, celles-ci peuvent être améliorées grâce à un modèle d'écrouissage de Lemaître Chaboche utilisant deux tenseurs d'écrouissage cinématique et permettant une description plus fine de l'effet Bauschinger [5]. Par ailleurs, Sigvant et Mattiasson [6] ont récemment montré que le critère de plasticité de Banabic et al. BBC2000 [7] est le plus à même de représenter la forme de la surface de charge en formage de tôles. Il pourrait être intéressant d'étudier la contribution de ces modèles de comportement à la simulation du sertissage de pièces de géométrie complexe.

Un des enjeux à venir est également de maîtriser les différentes casses produites par sertissage. Si le modèle macroscopique de Lemaître couplé à la plasticité semble prometteur, une étude expérimentale plus approfondie effectuée sur des éprouvettes présentant différentes pré-déformations reste à réaliser pour étudier la robustesse de ce modèle. Il serait souhaitable à plus long terme d'introduire des méthodes non locales [8] garantissant la stabilité des résultats aux paramètres du maillage (direction du maillage, critère de remaillage, taille de maille utilisée).

Références bibliographiques

- [1] E.H. ATZEMA, R. BAARTMAN et A.J.H. KLOMP, *Finite element simulations of the hemming process*, Proceedings of NUMIFORM'98, p. 933-939, Balkema, 1998.
- [2] M. SIGVANT, *The hemming process, a numerical and experimental study*, Ph.D thesis, Department of Structural Engineering and Mechanics, Chalmers University of Technology, Göteborg, 2003.
- [3] M. SVENSSON, K. MATTIASSON, *Three-dimensional simulation of hemming with the explicit FE-method*, J. Mater. Proc. Technol., 128, p. 142-154, 2002.
- [4] A. TABIEI, R. TANOV, *A simple correction to the first order shear deformation shell finite element formulations*, Proceedings of the 6th International LS-DYNA users conference 2000, LSTC, 2000.
- [5] J. LEMAITRE, J.-L. CHABOCHE, *Mechanics of solid materials*, Cambridge University Press, U.K., p. 161-241, 1990.
- [6] K. MATTIASON, M. SIGVANT, *On the choice of yield criterion for industrial sheet forming simulations*, Proceedings of the 24th IDDRG Congress, Besançon, 2005.
- [7] D. BANABIC et al., *An improved analytical description of orthotropy in metallic sheets*, Int. J. of Plast., 21, p. 493-512, 2005.
- [8] Z.P. BAZANT, M. JIRASEK, *Nonlocal integral formulations of plasticity and damage : survey of progress*, J. Eng. Mech., 128, p. 1119-1149, 2002.

Annexe A

Synthèse bibliographique de l'influence des paramètres du sertissage sur les défauts et les forces résultantes

A.1. Etude d'influence expérimentale

A.1.1. Influence des paramètres géométriques

Les principaux paramètres géométriques dont l'influence a été étudiée expérimentalement dans la littérature sur les défauts de sertissage sont les suivants : la hauteur de bord tombé notée h_t , le rayon de tombage R_t (voir figure A.1) et le rayon de courbure du bord tombé R_{sh} définis sur la figure 1.5.

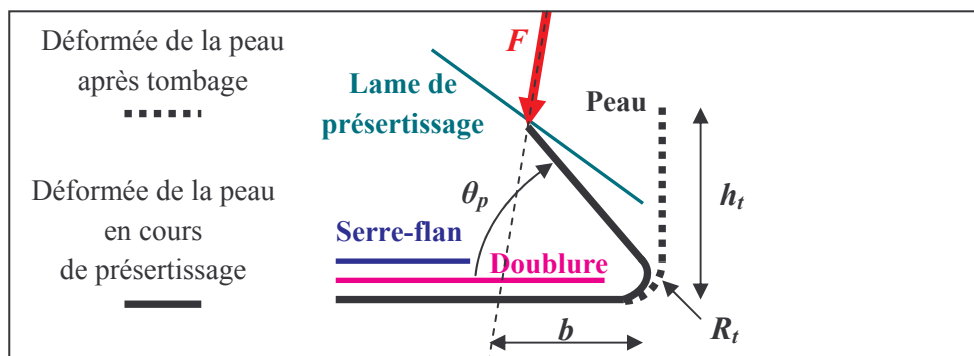


Fig. A.1. Rappel des paramètres géométriques comme la hauteur de bord tombé h_t , le rayon de tombage R_t et l'angle θ_p définis après le stade de présertissage.

Des études expérimentales ont été menées par Muderrisoglu et al. [1] sur des éprouvettes à bord en rétreint en alliage d'aluminium 1050 avec un rayon de tombage R_t de 1 mm et une épaisseur de 0,84 mm. Le but a été d'étudier l'influence de ces paramètres sur les forces de sertissage. L'influence de h_t et de R_{sh} sur les forces subies au tombage et au sertissage est résumée sur la figure A.2. Les courbes relatives au présertissage ne sont pas présentées, car l'influence de h_t et de R_{sh} sur les forces est quantitativement et qualitativement similaire au cas du sertissage. L'augmentation de la hauteur de bord tombé fait croître la surface de contact entre le poinçon et la tôle au cours du tombage, ce qui explique l'augmentation de la force de tombage avec h_t . En revanche, l'augmentation de h_t entraîne une diminution significative des forces pendant le présertissage et le sertissage. En effet, l'augmentation de h_t tend à augmenter le bras de levier b et facilite ainsi la flexion (voir figure A.1). En outre, comme le montre la figure A.2, si le rayon de courbure R_{sh} a une faible influence sur les forces au cours du sertissage et du présertissage, sa diminution entraîne une croissance significative de l'effort pendant le tombage. En effet, la diminution du rayon R_{sh} augmente la courbure du bord, induisant pendant le tombage des contraintes de compression latérales qui rendent plus difficile la déformation plastique de la tôle.

Des travaux similaires ont été effectués sur un acier AKDQ par Livatyali et al. [2]. Ils montrent en particulier l'influence significative du rayon de tombage R_t sur l'enroulement et sur l'amplitude des défauts d'aspect. La figure A.3 montre que l'augmentation de R_t aggrave les défauts après sertissage.

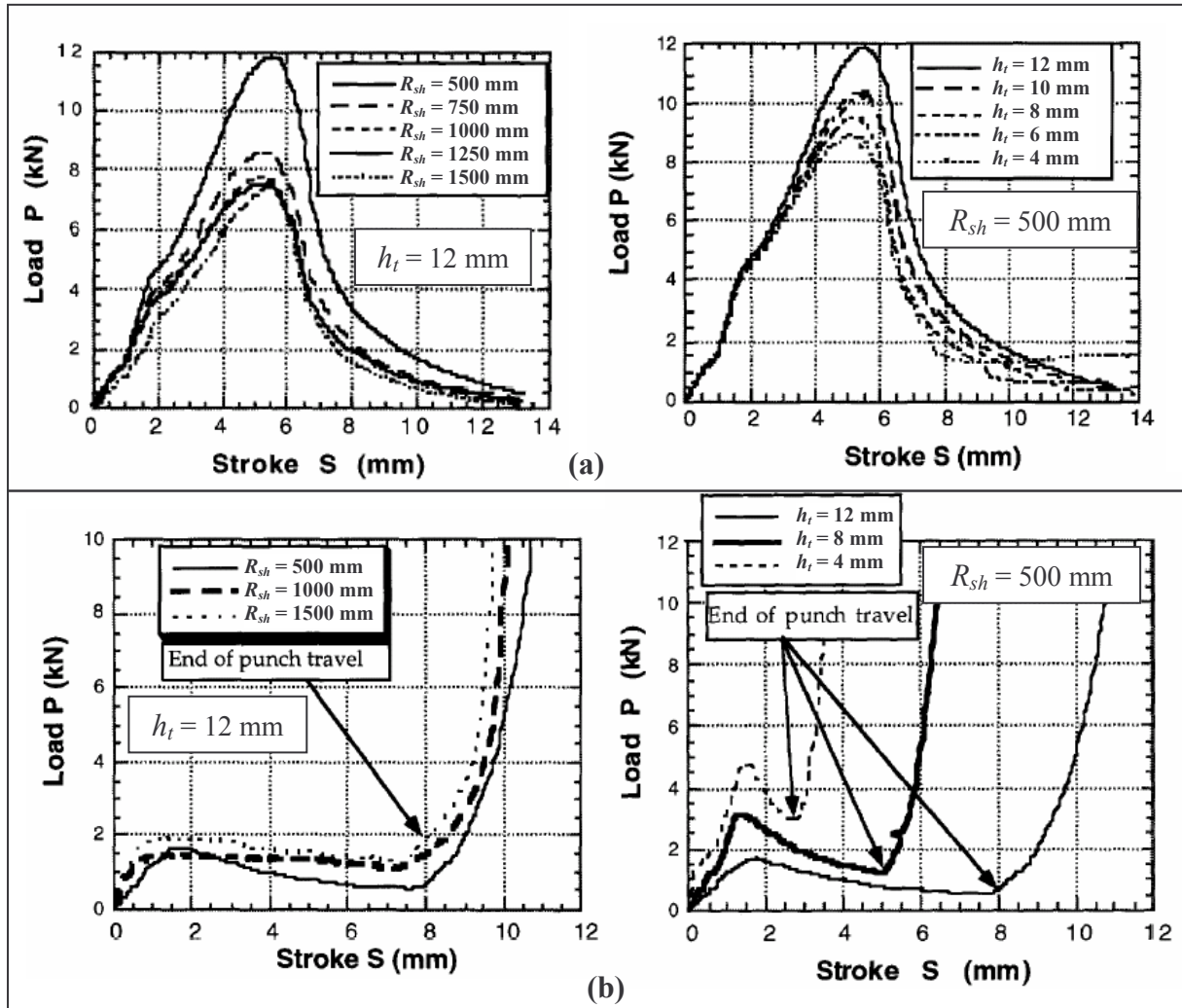


Fig. A.2. Influence de la hauteur de bord tombé h_t et du rayon de courbure R_{sh} sur la force résultant du tombage (a) et du sertissage (b) pour une éprouvette en rétreint en alliage d'aluminium 1050 d'épaisseur 0,84 mm ($R_t = 1$ mm ; consistance $K = 158,8$ MPa ; indice d'écroutissage $n = 0,295$) [1].

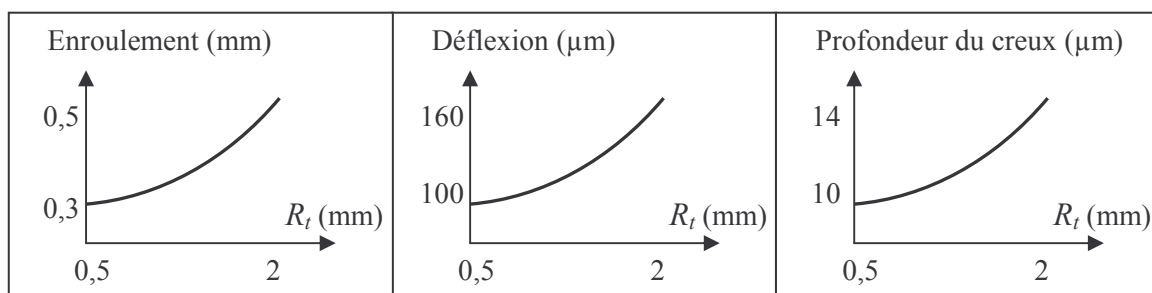


Fig. A.3. Influence du rayon de tombage sur les défauts d'aspect après sertissage pour des éprouvettes à bord droit en acier AKDQ (épaisseur de 0,838 mm ; $h_t = 12$ mm) [2].

Enfin, dans une étude de sertissage sur des éprouvettes à bord droit en alliage d'aluminium (d'épaisseur 1,2 mm et de limite élastique 119 MPa) réalisée par Atzema et Baartman [3], l'enroulement après sertissage diminue lorsque la hauteur de bord tombé augmente. Pour $h_t = 10$ mm, on trouve un enroulement de 1,2 mm tandis que lorsque h_t vaut 14 mm, l'enroulement ne vaut plus que 0,8 mm. Selon une étude plus récente réalisée par Livatyali et Larris [4], cette tendance est confirmée pour des éprouvettes plates en rétreint dont les défauts sont relevés sur la section centrale des pièces. Les nuances considérées sont des aciers et le rayon de tombage R_t est de 0,5 mm. Les auteurs montrent par ailleurs une très forte sensibilité expérimentale de l'enroulement au rayon du rétreint du bord tombé. La figure A.4 récapitule l'influence qualitative et quantitative de la hauteur de bord h_t et du rayon de courbure R_{sh} sur les défauts géométriques. Elle montre en particulier que l'augmentation de la hauteur de bord tend à diminuer la profondeur du défaut de ligne en creux alors que celle-ci augmente avec le rayon de courbure du rétreint. Ils montrent aussi une forte corrélation entre les paramètres h_t et R_{sh} sur la valeur de la déflexion.

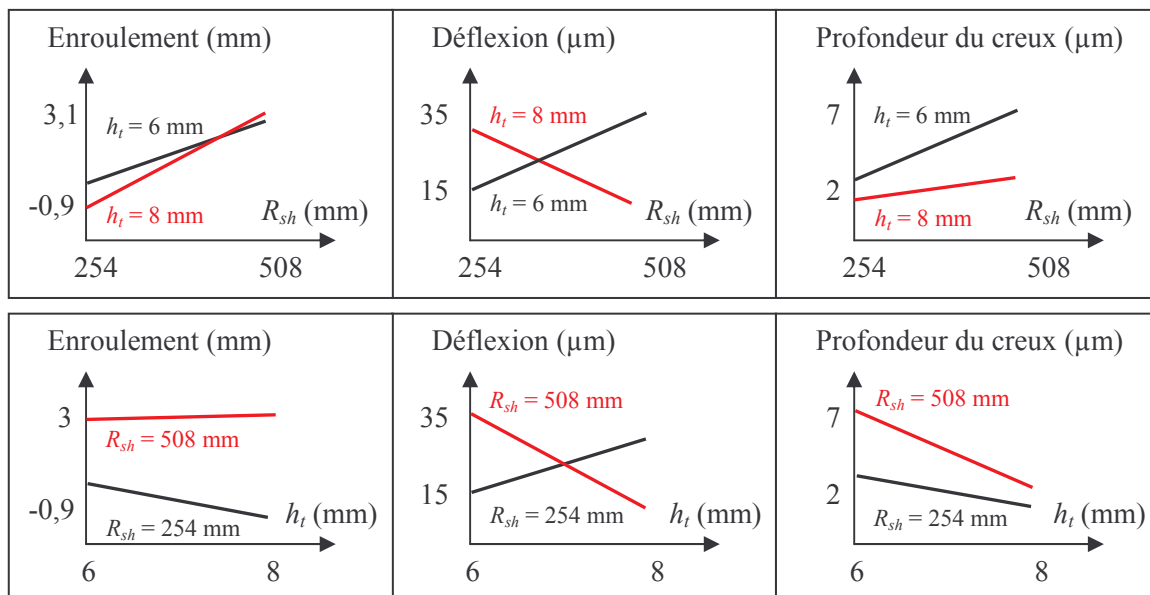


Fig. A.4. Influence du rayon de courbure du bord tombé R_{sh} et de la hauteur de bord tombée h_t sur les défauts géométriques après sertissage relevés sur la section centrale d'éprouvettes plates en rétreint en acier AKDQ (d'épaisseur 0,89 mm et de rayon de tombage $R_t = 0,5$ mm) [4].

Enfin, une étude d'influence des paramètres tels que h_t et R_{sh} a été réalisée sur l'apparition des replis dans les pièces en rétreint [5]. Elle a montré que ceux-ci peuvent apparaître lors de l'étape de tombage, s'amplifient au cours du stade de présertissage et tendent à s'aplanir en sertissage. L'augmentation de la hauteur de bord h_t et la diminution du rayon de courbure de rétreint R_{sh} (augmentation de la courbure) favorisent l'apparition des replis. Lorsque le rayon de courbure devient petit et la hauteur de bord élevée, l'énergie de déformation engendrée par les contraintes latérales de compression apparaissant dans le bord tombé deviennent si élevées qu'elles engendrent le flambage de la tôle. On retiendra donc de la littérature que le rayon de tombage R_t et le rayon du rétreint R_{sh} sont les paramètres géométriques les plus influents sur l'enroulement et les défauts géométriques résultant du sertissage. L'effet de la hauteur de bord h_t est aussi prépondérant mais reste secondaire par rapport à l'influence de premier ordre des deux autres paramètres.

A.1.2. Influence des paramètres du procédé

Plusieurs études expérimentales ont été menées afin d'étudier l'influence des paramètres du procédé sur l'ampleur du défaut d'aspect et de l'enroulement. Nous citerons en particulier les résultats de Livatyali, Muderrisoglu et al. [2], [4] concernant l'étude de l'acier AKDQ (les caractéristiques des éprouvettes sont mentionnées plus haut et le rayon de tombage est pris égal à 0,5 mm). Ils ont étudié l'influence de trois paramètres sur l'enroulement, la déflexion et la profondeur du défaut de ligne en creux après sertissage : la force imposée en fin de sertissage notée F_{max} , la direction de descente de la lame de présertissage notée *Dir* (H : horizontale, V : verticale) et l'angle d'inclinaison de la tôle après présertissage θ_p (fonction de la course finale imposée à la lame de présertissage). La figure A.5 ci-après synthétise schématiquement l'influence de ces paramètres relatifs au procédé.

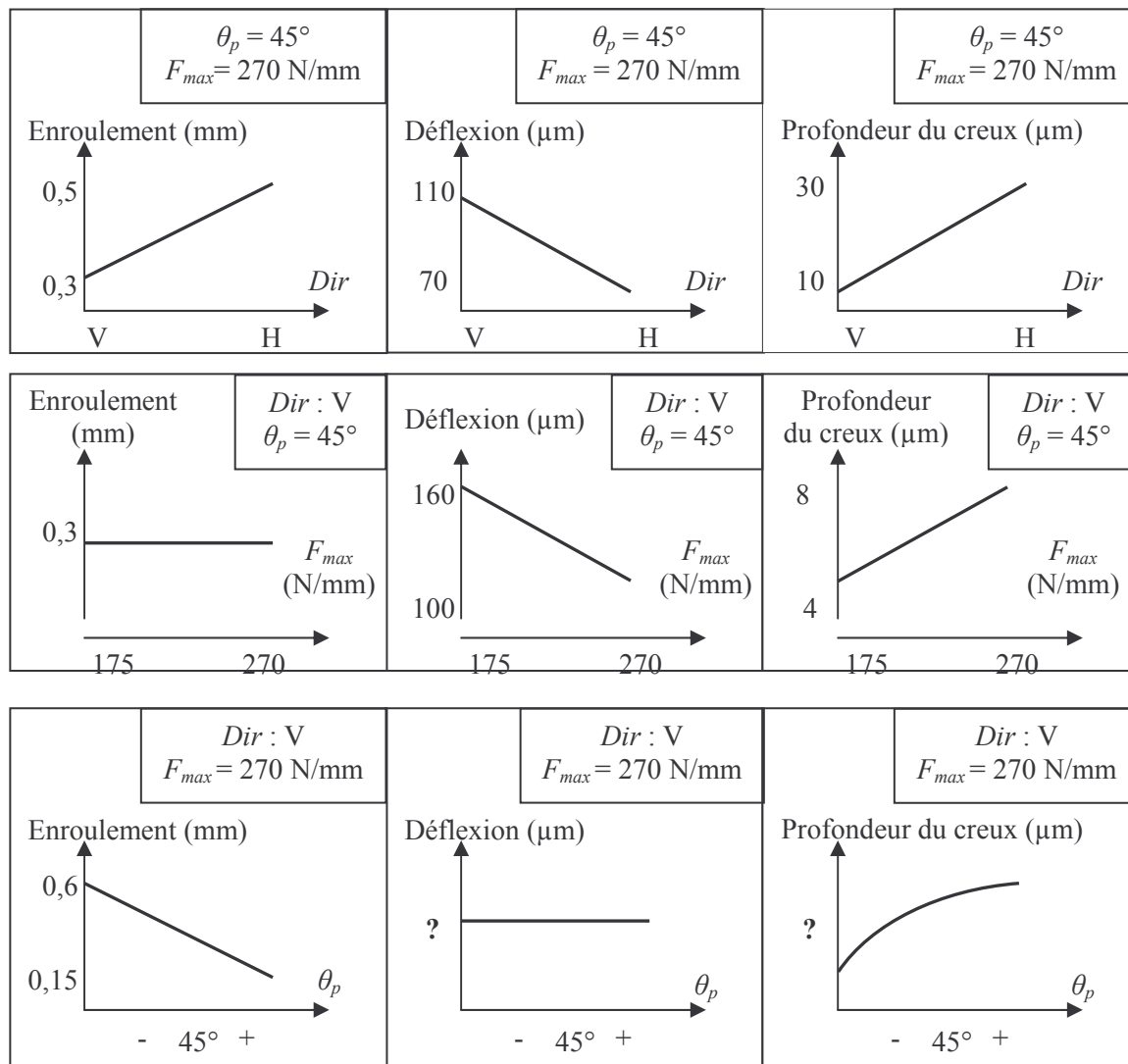


Fig. A.5. Synthèse de l'influence de trois paramètres process Dir , F_{max} , θ_p sur l'ampleur de l'enroulement et des défauts géométriques après sertissage sur une éprouvette droite en acier AKDQ [2].

- Le fait d'imposer un déplacement horizontal de la lame de présertissage augmente l'enroulement final après sertissage d'environ 60 % par rapport à l'enroulement généré par la descente verticale de la lame. De même, il accroît le flambage de la peau sous la doublure entraînant un net accroissement de la profondeur du défaut de ligne en creux mais une baisse de la déflexion (voir figure A.5).
- L'augmentation de la force finale de sertissage influe surtout sur le défaut d'aspect. Elle provoque une diminution significative de la déflexion grâce à un accroissement de la profondeur du défaut de ligne en creux (voir figure A.5).
- La diminution de l'angle d'inclinaison θ_p diminue fortement l'enroulement, influe peu sur la déflexion mais aggrave le défaut de ligne en creux (voir figure A.5).

On conclut de ces résultats tirés de la littérature que l'enroulement et les défauts d'aspect ne peuvent pas être tous éliminés et que l'action sur les paramètres du procédé a pour effet de diminuer un défaut au détriment des autres.

A.2. Etude d'influence en simulation

A.2.1. Influence des paramètres relatifs aux matériaux

L'influence des caractéristiques mécaniques et de l'anisotropie des tôles laminées sur l'ampleur des défauts a fait l'objet d'une étude réalisée par Debuire [6] chez PSA Peugeot Citroën. L'étude a porté sur des tôles en alliage d'aluminium 6016. Le logiciel de calculs par éléments finis OPTRIS v6.1 a été utilisé avec des éléments coques.

- **Influence des caractéristiques mécaniques de la tôle**

Les caractéristiques mécaniques du matériau sont représentées par les coefficients de la loi d'Hollomon K et n tirés d'essais de traction classiques (voir paragraphe 2.3.1 du chapitre 2), K étant la consistance en MPa et n l'indice d'érouissage. La consistance est un facteur d'échelle ne jouant pas en général sur la géométrie finale des pièces, mais directement sur le niveau des forces résultantes sur la tôle. En revanche, le coefficient d'érouissage n est un facteur de forme agissant directement sur l'enroulement et la géométrie finale des pièces après calculs. L'enroulement augmente avec le coefficient d'érouissage pour des pièces de rayon de tombage $R_t = 0,5$ mm. Concernant les défauts d'aspect, on remarque de façon générale que lorsque n diminue, la déflexion tend à augmenter tandis que la profondeur du défaut de ligne en creux diminue. Seuls les défauts dans les éprouvettes droites sont peu sensibles à ces variations [6].

- **Influence de l'anisotropie du matériau**

La sensibilité des défauts de sertissage à l'anisotropie normale a été étudiée [6]. Elle est caractérisée par le coefficient \bar{r} défini au paragraphe B.2 de l'annexe B. Dans les alliages d'aluminium 6016 étudiés, on a typiquement :

$$0,5 < \bar{r} < 0,9 \tag{A.1}$$

La variation du paramètre \bar{r} influe sur l'enroulement des éprouvettes à bord courbe en rétreint et en allongement, mais a moins d'effet sur l'enroulement dans le cas des éprouvettes à bord droit. Lorsque \bar{r} diminue de 0,9 à 0,5, l'enroulement a tendance à diminuer de 20 % dans les éprouvettes en rétreint. D'autre part, la variation de l'anisotropie moyenne a peu d'impact sur le défaut d'aspect dans les éprouvettes droites. Lorsque \bar{r} diminue de 0,9 à 0,5, la déflexion augmente dans les éprouvettes en allongement tandis qu'elle diminue dans les éprouvettes en rétreint. Une étude réalisée par Svensson [7] sur des tôles en acier confirme que l'anisotropie normale de ce matériau a nettement moins d'influence sur les résultats d'enroulements obtenus sur des éprouvettes à bord droit.

De façon générale, on peut conclure de ces résultats que l'anisotropie et le coefficient d'érouissage sont les paramètres les plus influents sur les défauts prédits par les simulations numériques.

A.2.2. Résultats numériques sur la prédiction de l'enroulement

- **Présentation du modèle [8]**

La simulation a été effectuée sur des éprouvettes à bord droit en acier doux (limite élastique de 140 MPa et résistance mécanique de 300 MPa) dont l'érouissage est supposé isotrope. La peau et la doublure ont toutes deux été modélisées par les mêmes éléments. Les outils sont supposés rigides et le contact est modélisé grâce à une méthode de pénalisation. Le système de présertissage considéré ici diffère légèrement de celui étudié dans la thèse. On introduit une hauteur d'attaque h_a indiquant la position du contact de la lame de présertissage sur le bord tombé. On prend dans les simulations $h_a = h_t/2$. On définit également un angle d'attaque $\alpha = 30^\circ$ indiquant le chemin de descente de la lame de pré-sertissage. Le coefficient de frottement de Coulomb entre la lame et la peau est pris égal à 0,15. Le rayon de tombage est de 0,5 mm.

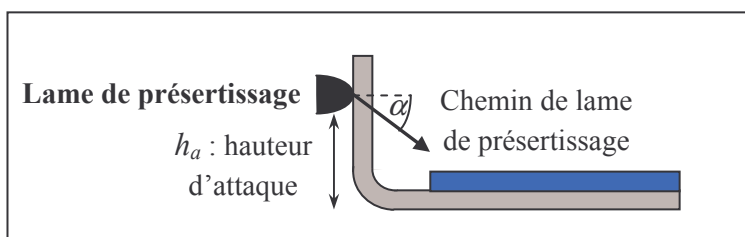


Fig. A.6. Schéma du système de présertissage modélisé [8].

Quatre modèles d'éléments finis sont utilisés en vue de comparer leur performance [8] :

- un modèle d'éléments coques fondé sur la théorie de Reissner/Mindlin [9] utilisé avec une intégration réduite. Le champ de déplacement est supposé linéaire dans l'épaisseur. En outre, les modes de vrillage sont autorisés [10]. Le code dynamique explicite utilisé est LS-DYNA. Une étude préliminaire a montré qu'un nombre de cinq points d'intégration dans l'épaisseur de la tôle était suffisant pour représenter correctement le

mode de flexion. Au delà de ce nombre, les résultats des enroulements et des forces maximales restent quasiment similaires.

- un modèle d'éléments volumiques 3D en code dynamique explicite (LS-DYNA) avec intégration complète. Six éléments volumiques ont été choisis dans l'épaisseur de la tôle puisque des évaluations avec un nombre supérieur d'éléments ont donné les mêmes résultats.
- un modèle d'éléments volumiques 2D en déformations planes avec intégration complète, utilisé en intégration explicite. Le matériau est supposé isotrope et suit le critère de plasticité de von Mises.
- le même modèle que le précédent utilisé avec un solveur implicite (ABAQUS). Le matériau est supposé anisotrope en considérant le critère de plasticité de Hill48.

- **Résultats de la sensibilité à l'anisotropie du matériau**

Les valeurs numériques des enroulements obtenues avec un modèle de matériau isotrope ($\bar{r} = 1$, critère de von Mises) et un modèle de matériau anisotrope ($\bar{r} = 1,67$, critère de Hill48) sont présentées sur la figure A.7. Les éprouvettes sont à bord droit en acier doux.

On note tout d'abord que tous les modèles prévoient une diminution de l'enroulement lors du sertissage (en accord avec les essais expérimentaux). Les éléments coques donnent des enroulements pratiquement similaires, que l'on considère l'acier comme isotrope ou anisotrope. Ce résultat est en accord avec les conclusions de Debuire [6] sur la faible sensibilité de l'enroulement à l'anisotropie pour des éprouvettes à bord droit modélisées par des éléments coques. La différence entre les enroulements obtenus en utilisant un modèle isotrope et un modèle anisotrope est plus marquée en utilisant les éléments volumiques.

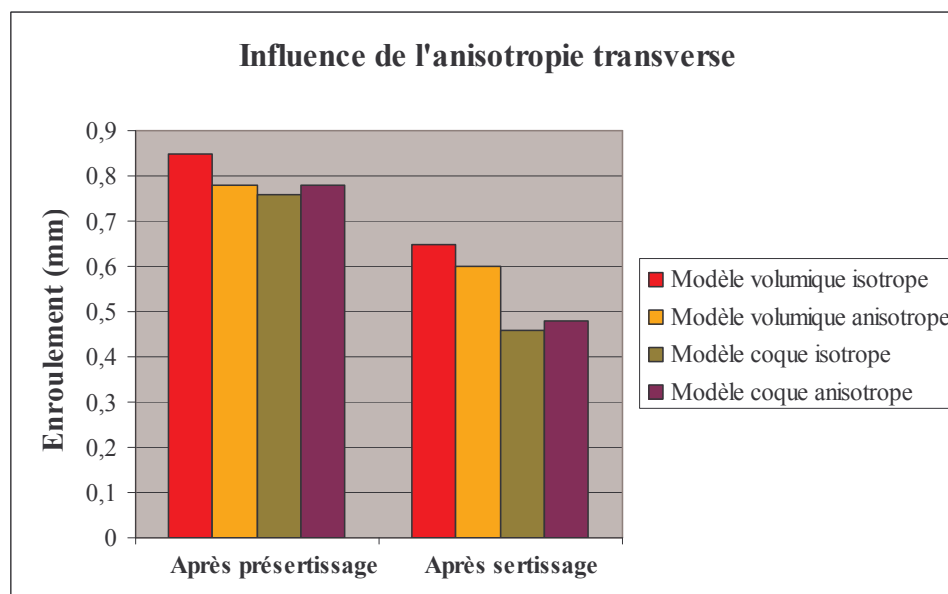


Fig. A.7. Influence de la prise en compte de l'anisotropie de l'acier sur les résultats numériques d'enroulement [8].

- **Résultats comparatifs entre les modèles d'éléments finis et les essais**

La figure A.8 ci-dessous montre les résultats obtenus en utilisant une intégration temporelle explicite en dynamique grâce aux différents modèles éléments finis. Le matériau est supposé anisotrope et satisfait le critère de plasticité de Hill48 ($\bar{r} = 1,67$). Il s'avère que les résultats de calculs avec des éléments volumique 2D (déformations planes) utilisé en formulation implicite et explicite dynamique donnent quasiment les mêmes valeurs d'enroulements. Les résultats dépendent donc très peu du type d'intégration temporelle choisi (explicite/implicite).

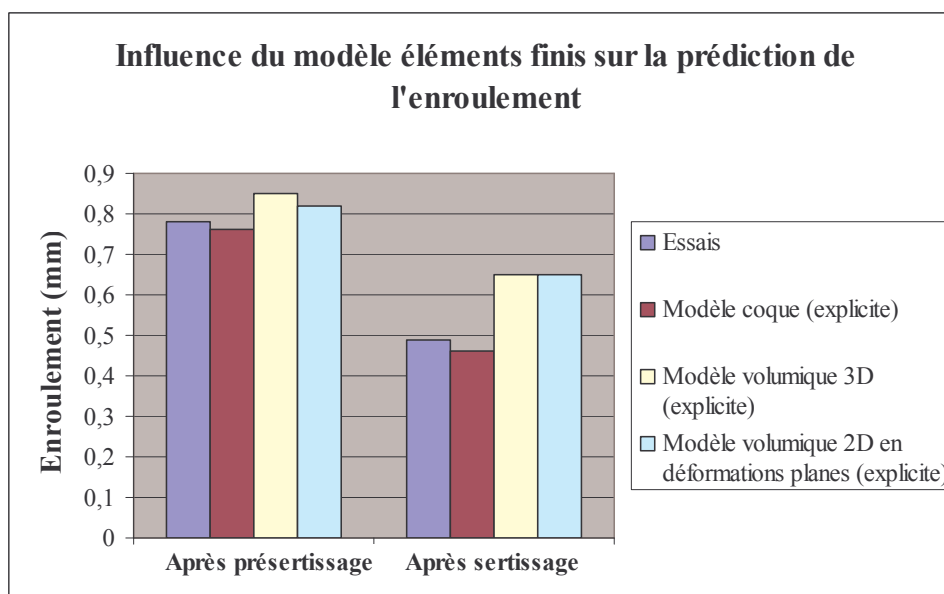


Fig. A.8. Comparaison des enroulements expérimentaux obtenus grâce aux différents modèles d'éléments finis étudiés pour une éprouvette à bord droit [8].

D'une part, ce graphe montre que les résultats du modèle utilisant des éléments volumiques 2D en déformations planes sont similaires aux résultats trouvés avec les éléments volumiques 3D. Cela permet de vérifier que l'hypothèse de déformations planes pour les éprouvettes à bord droit n'est pas absurde. Il est par ailleurs étonnant de constater que les prédictions des enroulements obtenues avec les éléments volumiques sont moins bonnes qu'avec les éléments coques. Le modèle utilisant les éléments coques semble donc non seulement plus précis que les modèles volumiques mais également plus rapide : le temps de calcul pour les éléments de coques n'est que de 448 s contre 71608 s pour le modèle volumique. Une étude similaire a été réalisée par les mêmes auteurs Svensson et Mattiasson et a fait l'objet d'une autre publication [11].

- **Discussion et critiques des résultats**

D'après ces résultats, une différence significative existe déjà en fin de présertissage entre les enroulements issus du modèle d'éléments volumiques et ceux obtenus avec les éléments coques. L'écart s'amplifie au cours du sertissage. Pour expliquer ces résultats surprenants, Svensson et Mattiasson ont suivi les forces calculées dans une section de la tôle (au niveau du rayon de tombage,

zone fortement sollicitée pendant le sertissage) en utilisant les deux modèles numériques [12]. Ils ont essentiellement remarqué une nette différence en cours de tombage, étape pendant laquelle le frottement et le contact sont prépondérants. Les auteurs émettent alors l'hypothèse d'une gestion de contact différente entre les éléments coques et les éléments volumiques. En outre, la hauteur d'attaque influence considérablement l'erreur commise par la modélisation volumique [8]. Lorsque celle-ci diminue, l'écart entre les deux modèles est plus faible. Il est visiblement difficile au vu de ces résultats de trouver à partir de la littérature existante les raisons de la faiblesse des éléments volumiques d'autant plus que ceux-ci devraient théoriquement donner de meilleurs résultats.

De même, Atzema et Baartman [13] ont réalisé une étude de simulation du sertissage de tôles en alliage d'aluminium avec des éléments volumiques sous l'hypothèse des déformations planes. Ils obtiennent des enroulements plus élevés que ceux obtenus expérimentalement. L'erreur s'étend de 20 % à 30 % et varie en fonction du rayon de tombage. La tendance semble donc se confirmer pour les alliages d'aluminium.

Enfin, même s'il semble que les éléments coques prédisent relativement bien les enroulements, l'hypothèse de Reissner/Mindlin supposée dans ces éléments n'est plus respectée en fin de sertissage, pour des courbures aussi élevées. Par ailleurs, rien n'est précisé concernant les tailles de maille utilisées. Si les résultats semblent en accord avec les essais pour les éprouvettes à bord droit en acier étudiées par Svensson et Mattiasson [8], sont-ils reproductibles sur n'importe quel matériau ? Il semble que les prédictions numériques des enroulements avec des éléments coques ne donnent pas de si bons résultats pour des pièces en alliage d'aluminium. C'est du moins ce que montrent des travaux de sertissage effectués chez PSA Peugeot Citroën par Devine [14]. D'après une étude réalisée sur l'aluminium 6016, les erreurs commises par les calculs sur les valeurs d'enroulement peuvent s'élever jusqu'à 40 % pour des éprouvettes en allongement à faible rayon de courbure R_{sh} . Les résultats ne sont parfois pas satisfaisants pour des zones à bord droit. Les résultats donnés par les éléments coques dans la littérature sont à prendre avec prudence et nécessitent un approfondissement faisant l'objet des travaux de cette thèse.

A.2.3. Résultats numériques sur la prédiction des défauts d'aspect

Une simulation de sertissage avec des éléments volumiques sous l'hypothèse de déformations planes a été réalisée par Livatyali [2] avec le code implicite DEFORM sur des éprouvettes à bord droit en acier AKDQ (mentionnées paragraphe A.1). Le coefficient de frottement de Coulomb entre la lame et la tôle est pris égal à 0,09. On prend $h_t = 12$ mm et $R_t = 0,5$ mm. Le matériau est considéré comme isotrope et son comportement est supposé élasto-plastique à écrouissage isotrope. La doublure et les outils sont supposés rigides indéformables.

- **La difficulté de prédiction des défauts d'aspect**

Les résultats suivants montrent la faiblesse des modèles actuellement présentés dans la littérature pour prédire la taille des défauts d'aspect. La figure A.9 suivante montre que la prédiction de la déflexion est relativement mauvaise. La déflexion calculée sous-estime les résultats expérimentaux. De même, les profondeurs des défauts de ligne en creux calculées sont trop élevées pour des forces finales de sertissage relativement faibles. Par ailleurs, la faible tendance à

l'augmentation de la profondeur du défaut de ligne en creux avec l'augmentation de la force finale appliquée n'est pas correctement reproduite par la simulation. En revanche, on obtient une bonne précision de cette profondeur pour des forces de sertissage relativement élevées.

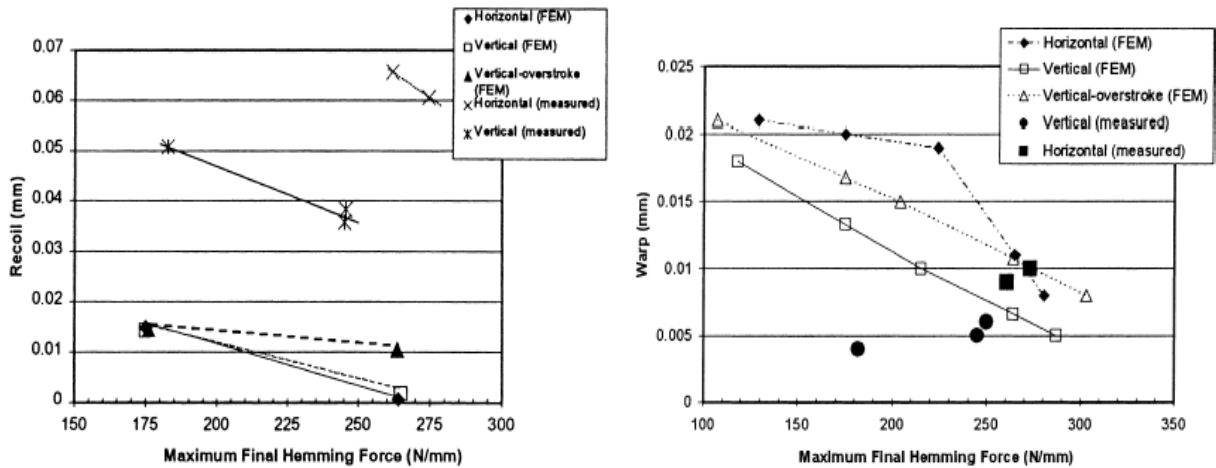


Fig. A.9. Défauts d'aspect expérimentaux et prédits par la simulation : déflexion (recoil) et profondeur de défaut de ligne en creux (warp) en fonction de la force finale de sertissage [2].

- **Interprétation et critiques des résultats**

La mauvaise précision des résultats est due selon Livatyali et al. [2] à l'absence de déformation élastique de la doublure et des outils. Lors de la phase finale du sertissage où l'on vient écraser le serti, la déformation élastique de la matrice risque de ne plus être négligeable. De plus, la doublure se soulève comme le montre le modèle mécanique de sertissage développé par Vergne [15], repris et amélioré dans cette thèse. En introduisant un effet élastique dans les outils et en permettant la flexion de la doublure, il doit être possible d'améliorer les résultats. Aucun résultat n'est présenté dans la littérature sur la prédiction des défauts d'aspect avec un modèle d'éléments coques.

Il convient enfin de souligner la faiblesse des défauts d'aspect à l'échelle de l'épaisseur de la tôle (de l'ordre de la dizaine de microns). Or comme indiqué au chapitre 5, les modèles numériques utilisent généralement la méthode de contact par pénalisation autorisant en simulation la pénétration de l'outil dans la pièce. La distance de pénétration peut valoir 1/100 de l'élément fini choisi, soit parfois l'ordre de grandeur des défauts eux-mêmes. Il faut donc prendre certaines précautions sur la taille de maille à utiliser pour prédire de ces défauts avec précision.

Enfin, comme l'illustrent Zhang et al. [16], le mécanisme physique de la formation du défaut de ligne en creux est un processus local correspondant à un pliage/dépliage (ou inversion de pliage). Ils posent donc le problème de sollicitations locales cycliques en formage de tôles. Lemaître et Chaboche introduisent l'écroutissage cinématique pour représenter le comportement des tôles soumises à des sollicitations cycliques [17]. Si nos travaux traitent largement ce dernier point et son effet sur les enroulements, le problème de la prédiction des défauts d'aspect fait actuellement l'objet de travaux à part entière ne rentrant pas entièrement dans le cadre de cette thèse.

Annexe B

Compléments sur les essais de traction uni-axiale

B.1. Détermination de la courbe d'érouissage à basse vitesse

Les déformations conventionnelles sont mesurées jusqu'à une valeur de 0,15 grâce à l'extensomètre et la valeur à la rupture est mesurée directement sur l'éprouvette rompue grâce au pied à coulisse. On ne mesure donc pas directement les déformations intermédiaires. On a donc effectué un essai de traction interrompu correspondant respectivement aux déplacements des mors : $u = 5$ mm, $u = 7$ mm et $u = 9$ mm. Nous avons pu grâce aux mesures des déformations par corrélation d'images (par système ARAMIS présenté au paragraphe 2.3.2 du chapitre 2) mesurer expérimentalement les déformations conventionnelles correspondantes. Le graphe présenté sur la figure B.1 ci-dessous montre qu'une interpolation linéaire de la déformation par rapport au déplacement des mors est suffisante. C'est cette méthode d'extrapolation que l'on utilise pour obtenir la courbe conventionnelle jusqu'à rupture. On remarque au passage la non linéarité initiale de la courbe en raison du cédage élastique initial des mors.

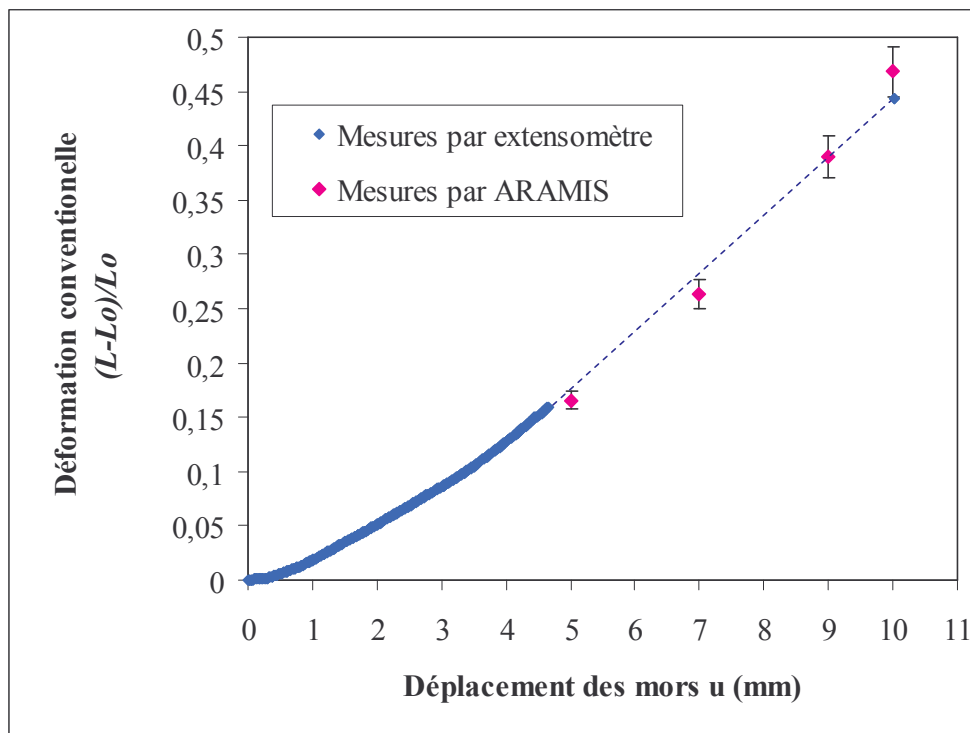


Fig. B.1. Extrapolation des déformations conventionnelles supérieures à celles mesurées grâce à l'extensomètre (0,15) : cas de la traction de l'acier P220 réalisée à la vitesse de 0,17 mm/s.

B.2. Coefficients des lois d'érouissage identifiés à basse vitesse

TOLE	i (°)	Loi de Krupkowski			Loi d'Hollomon		Loi de Voce		
		K (MPa)	n	$\bar{\epsilon}_0$ (%)	K (MPa)	n	K (MPa)	n	$\bar{\epsilon}_0$ (%)
Acier E220BH	0°	622 ± 10	0,211 ± 0,006	0,93 ± 0,04	615 ± 8	0,203 ± 0,004	479 ± 6	9,72 ± 0,21	7,67 ± 0,04
	45°	611 ± 10	0,183 ± 0,009	0,62 ± 0,11	608 ± 9	0,180 ± 0,006	480 ± 5	11,12 ± 0,67	7,18 ± 0,72
	90°	602 ± 15	0,196 ± 0,010	0,75 ± 0,04	601 ± 12	0,194 ± 0,007	480 ± 10	9,16 ± 0,61	8,46 ± 0,30
Acier P220	0°	631 ± 13	0,254 ± 0,012	1,19 ± 0,12	599 ± 8	0,223 ± 0,006	449 ± 8	10,13 ± 0,60	6,57 ± 0,21
	45°	642 ± 2	0,269 ± 0,008	1,37 ± 0,29	609 ± 11	0,234 ± 0,005	455 ± 5	9,43 ± 0,95	6,67 ± 0,65
	90°	605 ± 12	0,225 ± 0,012	0,76 ± 0,06	607 ± 20	0,224 ± 0,018	437 ± 2	11,90 ± 0,35	5,87 ± 0,29
Acier XSG	0°	550 ± 8	0,282 ± 0,002	1,22 ± 0,09	524 ± 8	0,251 ± 0,002	384 ± 5	9,24 ± 0,21	6,37 ± 0,15
	45°	574 ± 15	0,278 ± 0,009	1,28 ± 0,10	550 ± 13	0,250 ± 0,006	400 ± 8	9,49 ± 0,31	6,38 ± 0,08
	90°	552 ± 6	0,283 ± 0,009	1,48 ± 0,10	520 ± 5	0,245 ± 0,007	388 ± 4	8,93 ± 0,44	6,84 ± 0,16
Al 5754	0°	437 ± 6	0,293 ± 0,016	0,45 ± 0,16	436 ± 3	0,292 ± 0,005	283 ± 5	12,13 ± 1,41	3,85 ± 0,38
	45°	411 ± 5	0,271 ± 0,009	0,47 ± 0,03	413 ± 5	0,276 ± 0,007	269 ± 2	13,33 ± 0,40	3,83 ± 0,06
	90°	428 ± 38	0,303 ± 0,063	0,59 ± 0,19	423 ± 21	0,297 ± 0,039	276 ± 16	11,98 ± 3,71	3,90 ± 0,71
Al 6016 DR100	0°	453 ± 3	0,290 ± 0,020	0,55 ± 0,05	421 ± 4	0,254 ± 0,015	277 ± 11	14,75 ± 0,35	3,40 ± 0,14
	45°	409 ± 2	0,232 ± 0,009	0,36 ± 0,01	393 ± 2	0,2125 ± 0,002	270 ± 2	17,75 ± 0,07	3,41 ± 0,05
	90°	425 ± 19	0,257 ± 0,032	0,47 ± 0,19	398 ± 11	0,226 ± 0,022	273 ± 4	16,05 ± 2,05	3,45 ± 0,07
Al 6016 DR130	0°	530 ± 17	0,253 ± 0,021	0,75 ± 0,21	524 ± 7	0,247 ± 0,008	368 ± 8	11,76 ± 1,33	5,30 ± 0,37
	45°	516 ± 20	0,259 ± 0,023	0,95 ± 0,22	502 ± 12	0,243 ± 0,012	360 ± 11	10,77 ± 1,18	5,80 ± 0,33
	90°	510 ± 15	0,250 ± 0,020	0,79 ± 0,20	503 ± 9	0,242 ± 0,009	356 ± 7	11,42 ± 1,21	5,47 ± 0,29

Tab. B.1. Coefficients des lois d'érouissage élasto-plastiques identifiés à basse vitesse (0,17 mm/s) pour les six nuances étudiées.

B.3. Caractérisation de l'anisotropie des tôles en traction

Le comportement des tôles laminées varie souvent en fonction de la direction de sollicitation en raison de l'orientation des grains par le laminage. Dans ces conditions, elles sont dites anisotropes. Par ailleurs, elles se caractérisent en générale par trois plans de symétries dont les intersections définissent les trois axes d'orthotropie (\mathbf{x} , \mathbf{y} , \mathbf{z}) définis sur la figure B.2. L'orthotropie est une anisotropie particulière des tôles laminées.

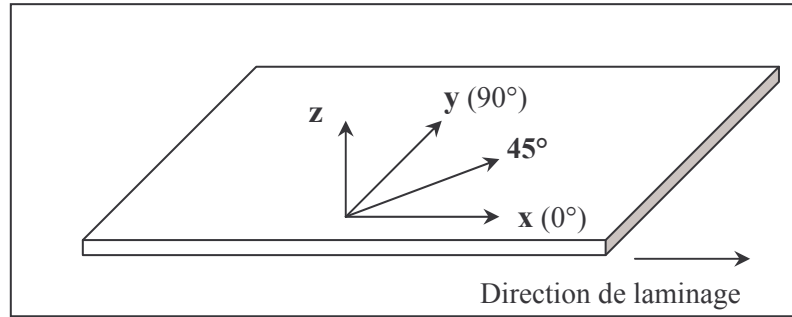


Fig. B.2. Définition des axes d'orthotropie par rapport à la direction de laminage.

On introduit classiquement le coefficient d'anisotropie ou coefficient de Lankford r_i en fonction de l'orientation de découpage de l'éprouvette de traction notée i et définie par rapport à la direction de laminage (voir figure 2.1). Le coefficient de Lankford nous fournit une mesure du rapport de la vitesse de déformation plastique latérale $\dot{\epsilon}_{II}$ sur la vitesse de déformation plastique en épaisseur $\dot{\epsilon}_{III}$ d'une éprouvette en traction uni-axiale :

$$r_i = \frac{\dot{\epsilon}_{II}}{\dot{\epsilon}_{III}} \quad (\text{B.1})$$

En pratique, il est courant d'identifier les coefficients de Lankford r_0 , r_{45} , r_{90} pour les trois orientations particulières définies à 0°, 45° et 90° par rapport à la direction de laminage. On définit un coefficient d'anisotropie normale moyen \bar{r} et un coefficient d'anisotropie plane Δr comme suit :

$$\bar{r} = \frac{r_0 + 2r_{45} + r_{90}}{4} \quad (\text{B.2})$$

$$\Delta r = \frac{r_0 - 2r_{45} + r_{90}}{4} \quad (\text{B.3})$$

Lorsqu'en général, $\bar{r} \neq 1$ et $\Delta r \neq 0$, on parle d'**anisotropie transverse**. Dans le cas particulier où $\bar{r} \neq 1$ et $\Delta r = 0$, on parle alors d'**anisotropie normale** qui traduit une isotropie du comportement dans le plan de la tôle et une anisotropie dans la direction de l'épaisseur ($\bar{r} \neq 1$). Enfin, on retrouve le cas isotrope pour ($r_0 = r_{45} = r_{90} = 1$), autrement dit pour $\bar{r} = 1$ et $\Delta r = 0$.

En supposant constantes les vitesses de déformation en traction uni-axiale, on peut aussi écrire le coefficient d'anisotropie en fonction des déformations, en supposant l'incompressibilité du matériau :

$$r_i \approx \frac{\varepsilon_{II}}{\varepsilon_{III}} = \frac{-\varepsilon_{II}}{\varepsilon_I + \varepsilon_{II}} = \frac{1}{-1 - \frac{\varepsilon_I}{\varepsilon_{II}}} \quad (\text{B.4})$$

pour $i = 0^\circ, 45^\circ, 90^\circ$.

Ces coefficients sont généralement inférieurs à 1 pour les alliages d'aluminium et supérieurs à 1 pour les aciers ce qui traduit la moins bonne formabilité des tôles en aluminium que les tôles en acier.

A partir du champ de déformation mesurée grâce à ARAMIS dans l'éprouvette de traction déformée, on peut représenter le champ des déformations dans le graphe des déformations principales ($\varepsilon_I, \varepsilon_{II}$). Un exemple de graphe est donné sur la figure A.3 pour l'acier E220BH pris dans le sens de laminage. Les points sont globalement alignés suivant une droite de pente $\varepsilon_I / \varepsilon_{II}$, ce qui permet d'accéder directement au coefficient d'anisotropie r_i d'après l'expression (B.4) donnée précédemment. Afin de s'affranchir d'éventuels effets de bord, cette pente est déterminée sur une plage de déformation donnée ε_I . Par convention, cette plage de déformation est choisie égale à [0,2 ; 0,5] pour les aciers et [0,2 ; 0,3] pour les alliages d'aluminium.

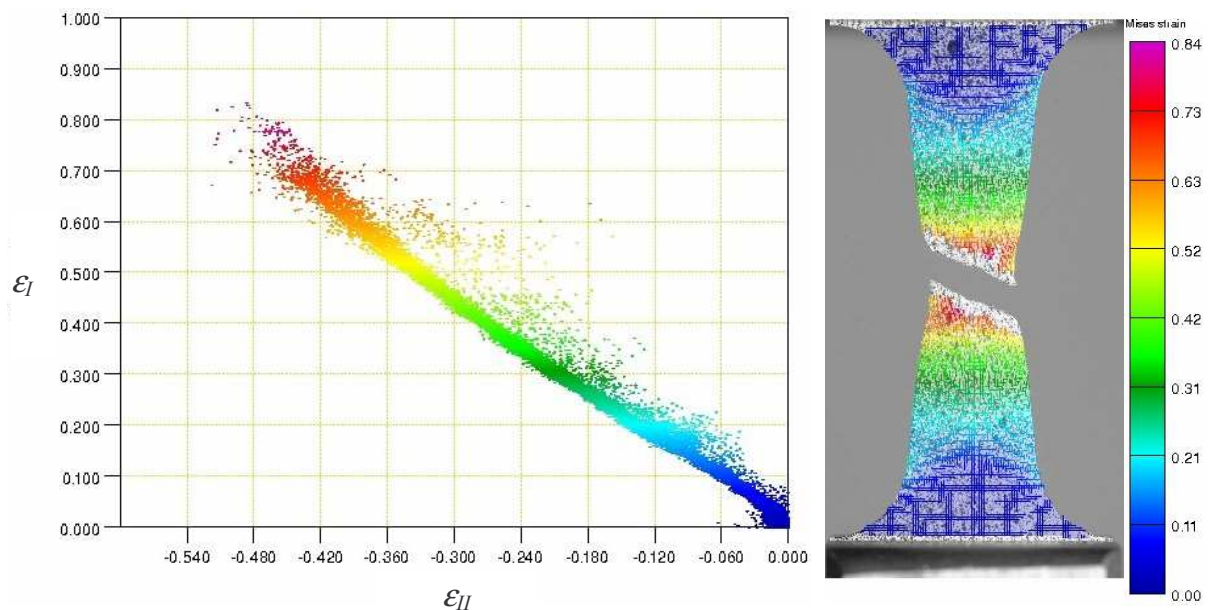


Fig.B.3. Graphe des déformations principales ($\varepsilon_I, \varepsilon_{II}$) mesurée grâce à ARAMIS en chaque point du marquage de l'éprouvette de traction après rupture : cas de l'acier E220BH ($i = 0^\circ, v = 0,17 \text{ mm/s}$).

Annexe C

Modèle de dépouillement des courbes de flexion 4 points

C.1. Géométrie de l'essai

La figure C.1 rappelle la géométrie de l'essai de flexion 4 points utilisé (lg : largeur de tôle).

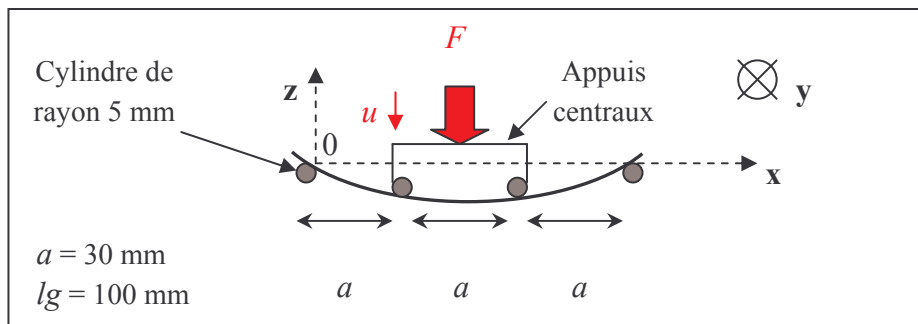


Fig. C.1. Géométrie de l'essai de flexion 4 points.

C.2. Méthode de dépouillement des courbes de flexion 4 points

Ce modèle de dépouillement est élaboré pour déterminer la courbe d'érouissage rationnelle ($\sigma_{rat}, \varepsilon_{rat}$) à partir des résultats d'essais de flexion 4 points. L'objectif est de comparer cette courbe à la courbe expérimentale obtenue en traction uni-axiale de manière à savoir si la connaissance du comportement du matériau en traction est suffisante pour décrire son comportement en flexion.

- **Hypothèses du modèle**

Les hypothèses sont les suivantes :

- les déformations sont planes dans le plan $(0, x, z)$.
- le matériau est homogène et isotrope et ne présente pas d'effet Bauschinger.
- la théorie des poutres droites en petites déformations est satisfaite (hypothèse de Navier-Bernouilli et de Saint-Venant).
- l'épaisseur est faible pour que l'effort tranchant soit négligé (ce qui est équivalent à l'hypothèse de Kirchhoff pour les coques, les sections initialement normales à la fibre neutre restent normales à la celle-ci [9]). Dans ces conditions, on note M le moment de flexion défini par :

$$M(x) = 2 \lg \int_0^{e/2} z \sigma(x, z) dz \quad (\text{C.1})$$

Un calcul de RDM permet de déterminer la répartition du moment M selon l'axe x défini sur la figure C.1. On montre que M est constant entre les deux cylindres centraux et vaut $Fa/2$ (voir figure C.2) :

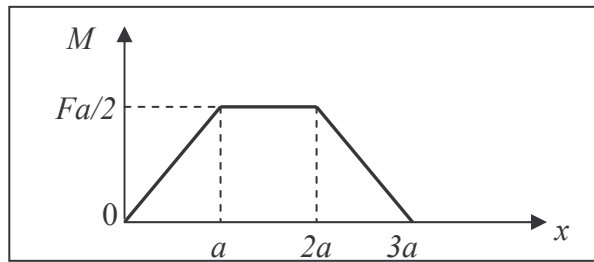


Fig.C.2. Répartition du moment de flexion dans la tôle.

Si on note $C(M(x))$ la courbure correspondante au moment de flexion $M(x)$ et e l'épaisseur de la tôle, la déformation maximale suivant l'axe x vaut :

$$\varepsilon_{xx}(x) = e \frac{C(M(x))}{2} \quad (\text{C.2})$$

- e) la dernière hypothèse suppose une faible inclinaison de la tôle, c'est à dire $\left(\frac{dz}{dx}\right)^2 \ll 1$. Dans ces conditions, la courbure s'exprime par :

$$C(x) = \frac{\frac{d^2 z}{d^2 x}(x)}{\left[1 + \left(\frac{dz}{dx}(x)\right)^2\right]^{3/2}} \approx \frac{d^2 z}{d^2 x}(x) \quad (\text{C.3})$$

- **Première étape : calcul de la courbe (C, M) à partir de la courbe de flexion (u, F)**

On part des courbes expérimentales de flexion (u, F) données au paragraphe 3.3.1.2 du chapitre 3. La première étape du dépouillement consiste à déterminer la relation entre le moment M et sa courbure associée C .

On évalue d'abord la quantité suivante :

$$I = \int_0^a \left(\int_0^a \frac{d^2 z}{d^2 x}(v) dv \right) dx = \int_0^a \left[\frac{dz}{dx}(a) - \frac{dz}{dx}(x) \right] dx = a \frac{dz}{dx}(a) - [z(a) - z(0)] = a \frac{dz}{dx}(a) + u \quad (\text{C.4})$$

En effectuant une intégration par parties, on trouve :

$$I = \int_0^a \left(\int_0^a C(v) dv \right) dx = \left[x \int_0^a C(v) dv \right]_0^a + \int_0^a v C(v) dv = \int_0^a x C(x) dx \quad (\text{C.5})$$

Avec le changement de variable $M(x) = \frac{F}{2} x$ pour $x \in [0, a]$, et en égalisant (C.4) et (C.5), on obtient :

$$\frac{4}{F^2} \int_0^{\frac{Fa}{2}} M(x) C(M(x)) dx = a \frac{dz}{dx}(a) + u \quad (\text{C.6})$$

Or,

$$\underbrace{\frac{dz}{dx}(3a/2)}_{=0} - \frac{dz}{dx}(a) = \underbrace{\int_0^{\frac{3a}{2}} \frac{d^2 z}{d^2 x}(x) dx}_{=C(Fa/2)} = \frac{a}{2} C(Fa/2) \quad (\text{C.7})$$

En substituant (C.7) dans (C.6), on obtient :

$$\frac{4}{F^2} \int_0^{\frac{Fa}{2}} \tilde{M} C(\tilde{M}) d\tilde{M} = -\frac{a^2}{2} C(Fa/2) + u \quad (\text{C.8})$$

Si on pose $M=Fa/2$ (moment de flexion au point d'abscisse a), (C.8) devient :

$$\frac{4}{F^2} \int_0^M \tilde{M} C(\tilde{M}) d\tilde{M} = -\frac{a^2}{2} C(M) + u \quad (\text{C.9})$$

En dérivant cette expression par rapport à M , on trouve l'équation suivante :

$4C + M \frac{dC}{dM} = \frac{4u}{a^2} + \frac{2F}{a^2} \frac{du}{dF}$	(C.10)
où	
$M = \frac{Fa}{2}$	(C.11)

On connaît le déplacement u et la force correspondante F . On en déduit M par la relation (C.11) et la courbure C correspondante par la relation (C.10). On construit ainsi la courbe (C, M) correspondante au comportement de la tôle en flexion.

• **Deuxième étape : calcul de la courbe $(\varepsilon_{xx}, \sigma_{xx})$ à partir de la courbe de flexion (C, M)**

Cette méthode de calcul a été réalisée par Felder [18] dans le cas de la flexion 3 points.

$$\left\{ \begin{array}{l} \sigma_{xx} = \frac{2}{lg e^2} \left(2M + \frac{C}{dC/dM} \right) \\ \varepsilon_{xx} = \frac{Ce}{2} \end{array} \right. \quad \begin{array}{l} \text{(C.12)} \\ \text{(C.13)} \end{array}$$

Ces relations sont similaires dans le cas de la flexion 4 points. On en déduit alors la courbe $(\varepsilon_{xx}, \sigma_{xx})$ correspondant à l'état de déformations planes supposé par le modèle.

• **Etape finale : Détermination de la courbe d'écrouissage à partir de la courbe $(\varepsilon_{xx}, \sigma_{xx})$**

Pour permettre la comparaison avec la courbe rationnelle de traction expérimentale, il convient de reconstruire le graphe représentant la contrainte équivalente d'écoulement notée σ_0 en fonction de la déformation équivalente $\bar{\varepsilon}_p$. En effet, le mode de déformation subi par la tôle en flexion (déformations planes) n'est pas similaire à celui de la traction uni-axiale.

Concernant la partie élastique, la pente de la courbe $(\varepsilon_{xx}, \sigma_{xx})$ en déformations planes vaut $E/(1-\nu^2)$, E étant le module d'Young et ν le coefficient de Poisson pris égal à 0,3. On en déduit aisément le module d'Young E et on détermine ainsi la partie élastique de la courbe d'écrouissage reconstituée. On note ε_{xx}^e la déformation élastique dans la direction x .

Pour reconstituer la partie plastique de la courbe, on détermine la déformation plastique équivalente ainsi que la contrainte équivalente associée :

- En se plaçant en déformations planes dans le plan $(0, \mathbf{x}, \mathbf{z})$ défini sur la figure C.1, $\varepsilon_{yy} = \varepsilon_{yz} = \varepsilon_{xy} = 0$. En appliquant l'hypothèse d), on a $\varepsilon_{xz} = 0$. Si l'on suppose le matériau isotrope incompressible ($\varepsilon_{xx} = -\varepsilon_{zz}$), la déformation plastique équivalente s'exprime alors par :

$$\bar{\varepsilon}_p = \frac{2}{\sqrt{3}} (\varepsilon_{xx} - \varepsilon_{xx}^e) \quad \text{(C.14)}$$

- En appliquant la loi de normalité exprimée en condition d'écoulement plastique (voir [2]) et en exprimant l'état de contraintes planes dans l'hypothèse des coques minces, on en déduit grâce au critère de von Mises la relation entre la contrainte équivalente d'écoulement et σ_{xx} :

$$\bar{\sigma} = \frac{\sqrt{3}}{2} \sigma_{xx} \quad (\text{C.15})$$

On obtient finalement la courbe d'écroutissage reconstituée à partir du comportement de la tôle en flexion. Elle peut être comparée à la courbe rationnelle expérimentale obtenue en traction uni-axiale.

Annexe D

Résultats des essais de pliage/dépliage sur plusieurs cycles

Les essais de pliage/dépliage cycliques sont effectués à une vitesse de 1 mm/s. Les courbes résultantes sont présentées sur la figure D.1 et montrent la possibilité du montage à caractériser le comportement du matériau sur plusieurs cycles de pliage/dépliage. Trois et quatre cycles ont respectivement été effectués pour l'acier E220BH et pour l'alliage d'aluminium 5754 pris tous deux dans le sens de laminage (0°). Les essais montrent en l'occurrence la rupture de la tôle en alliage d'aluminium 5754 au cours du quatrième cycle.

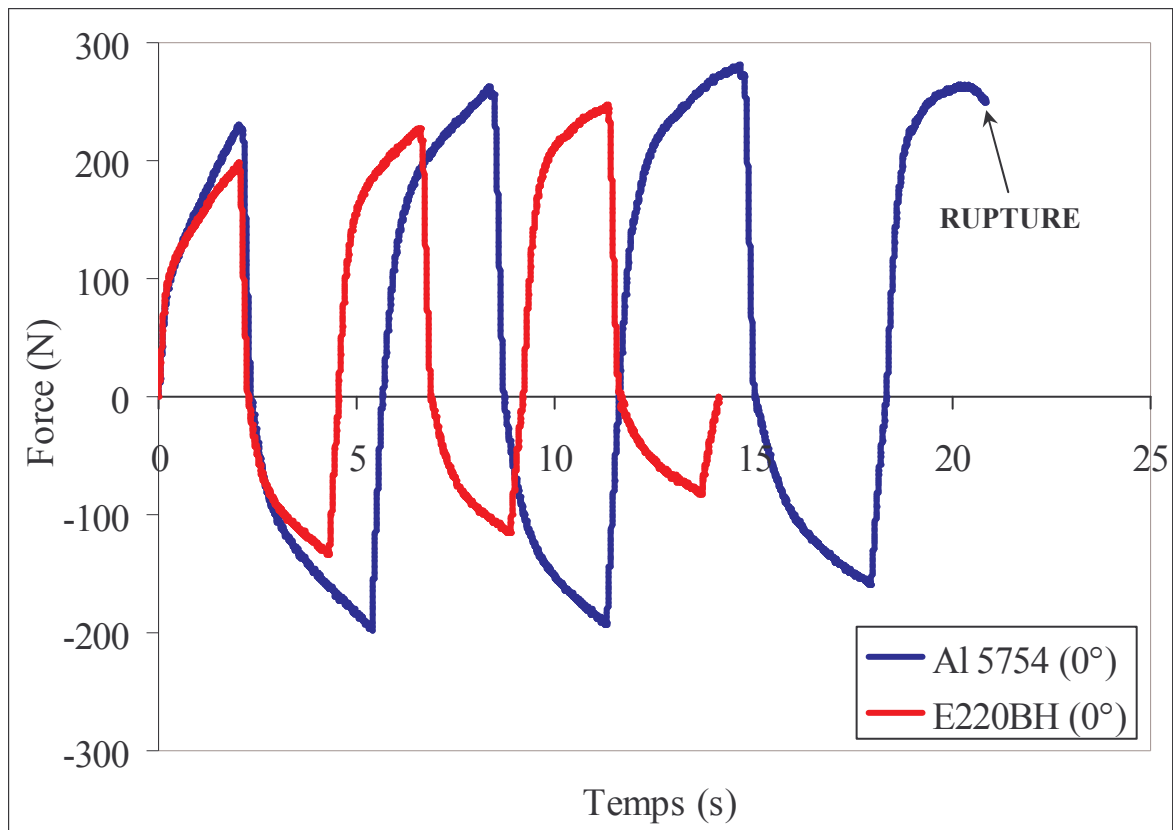


Fig. D.1. Essais de pliage/dépliage effectués sur plusieurs cycles.

Annexe E

Compléments sur les essais de présertissage/sertissage

E.1. Le tombage de bord des pièces

Le tombage des éprouvettes est réalisé sur la presse d'emboutissage instrumentée ESLK de capacité maximale 800 tonnes. Ces essais sont réalisés chez PSA Peugeot Citroën dans l'atelier du service MXP/CEB/MMF. La figure E.1 montre l'outil de tombage en position ouvert et monté sur la presse. Sa partie supérieure peut monter ou descendre par l'intermédiaire de la presse tandis que sa partie inférieure reste fixe.

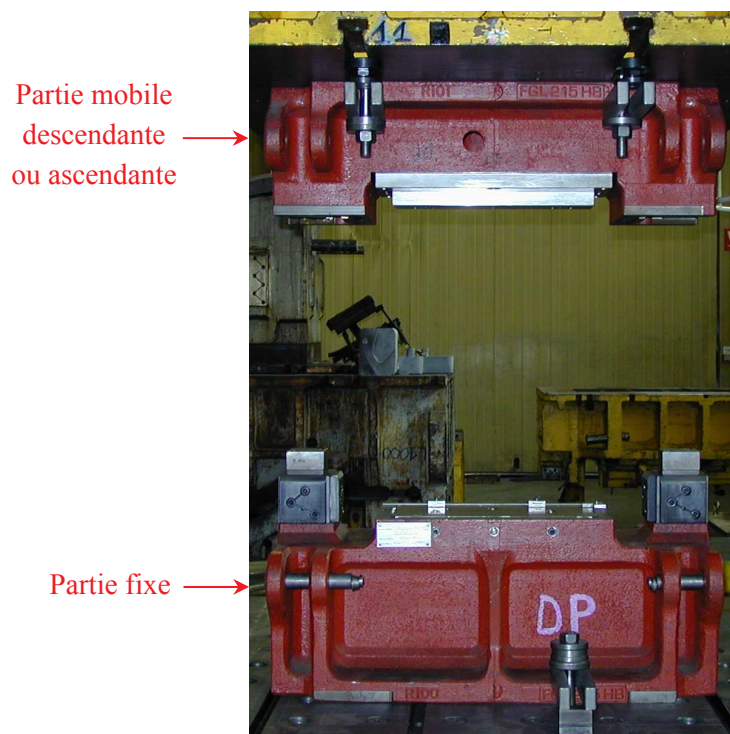


Fig. E.1. Photo montrant l'outil de tombage ouvert monté sur la presse d'emboutissage.

La figure E.2 montre le positionnement initial du flan sur la partie inférieure fixe de l'outil de tombage. La figure E.3 est une coupe montrant les différents éléments constituant l'outil de tombage. La partie inférieure de l'outil est composée d'un fond de matrice monté sur quatre vérins à gaz et d'une matrice latérale fixe. Le fond de matrice est mobile et joue le rôle de serre-flan au cours du tombage. La partie supérieure est constituée du poinçon de tombage. Deux butées arrière assurent le calage initial de l'éprouvette sur le fond de matrice et permettent de définir le drageage avant A comme étant la largeur avant de l'éprouvette dépassant du fond de matrice. Le drageage latéral l_t définit quant à lui le dépassement latéral de la tôle par rapport au bord du fond de matrice (voir figure

E.2). Le jeu J entre la tôle et la matrice est imposé en réglant le passage tôle entre la matrice et le poinçon $J + e_{peau}$ (voir figure E.3). Le tombage est ensuite réalisé en deux étapes :

- La première correspond à la descente du poinçon jusqu'à sa mise en contact avec la tôle. L'effort du poinçon sur la tôle est transmis aux vérins à gaz jusqu'à atteindre la consigne imposée par le metteur au point. Cette condition étant remplie, le poinçon descend à nouveau sur une distance noté P (pénétration) entraînant dans son mouvement le fond de matrice et permettant de réaliser le tombage de bord effectif de la tôle.
- La deuxième correspond à la remontée du poinçon qui dans un premier temps entraîne celle du fond de matrice et au tombage de bord

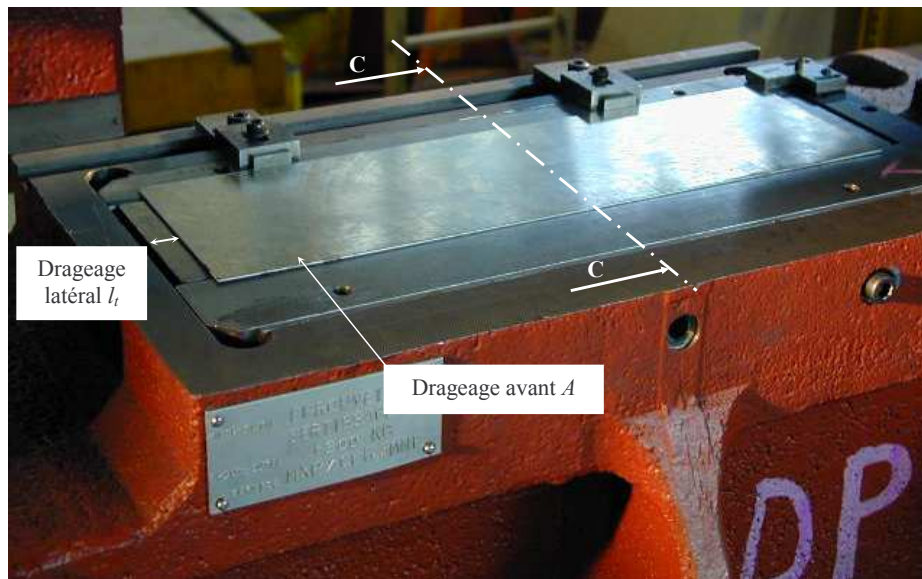


Fig. E.2. Positionnement initial du flan sur la partie fixe de l'outil de tombage.

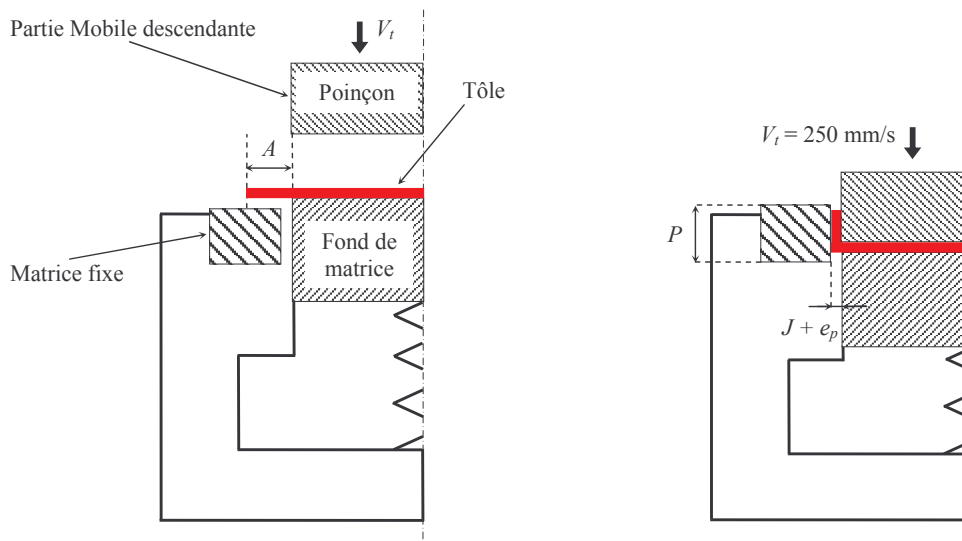


Fig. E.3. Coupe C_C montrant les différents éléments de l'outil de tombage.

E.2. Paramètres géométriques relevés après essais semi-industriels

E.2.1. Paramètres géométriques mesurés

Ils sont similaires à ceux relevés après les essais réalisés au CEMEF et sont tous mesurés sur chaque section S_1 , S_2 , S_3 définies sur la figure 4.13 du chapitre 4 (voir figure E.4). On définit ici le paramètre h_m dont la valeur sert de référence pour la mesure de l'enroulement. On choisit h_m de façon à se positionner au dessus du rayon de tombage sans être trop éloigné de façon à ne pas prendre en compte l'effet dû à l'ouverture du bord (retour élastique après tombage).

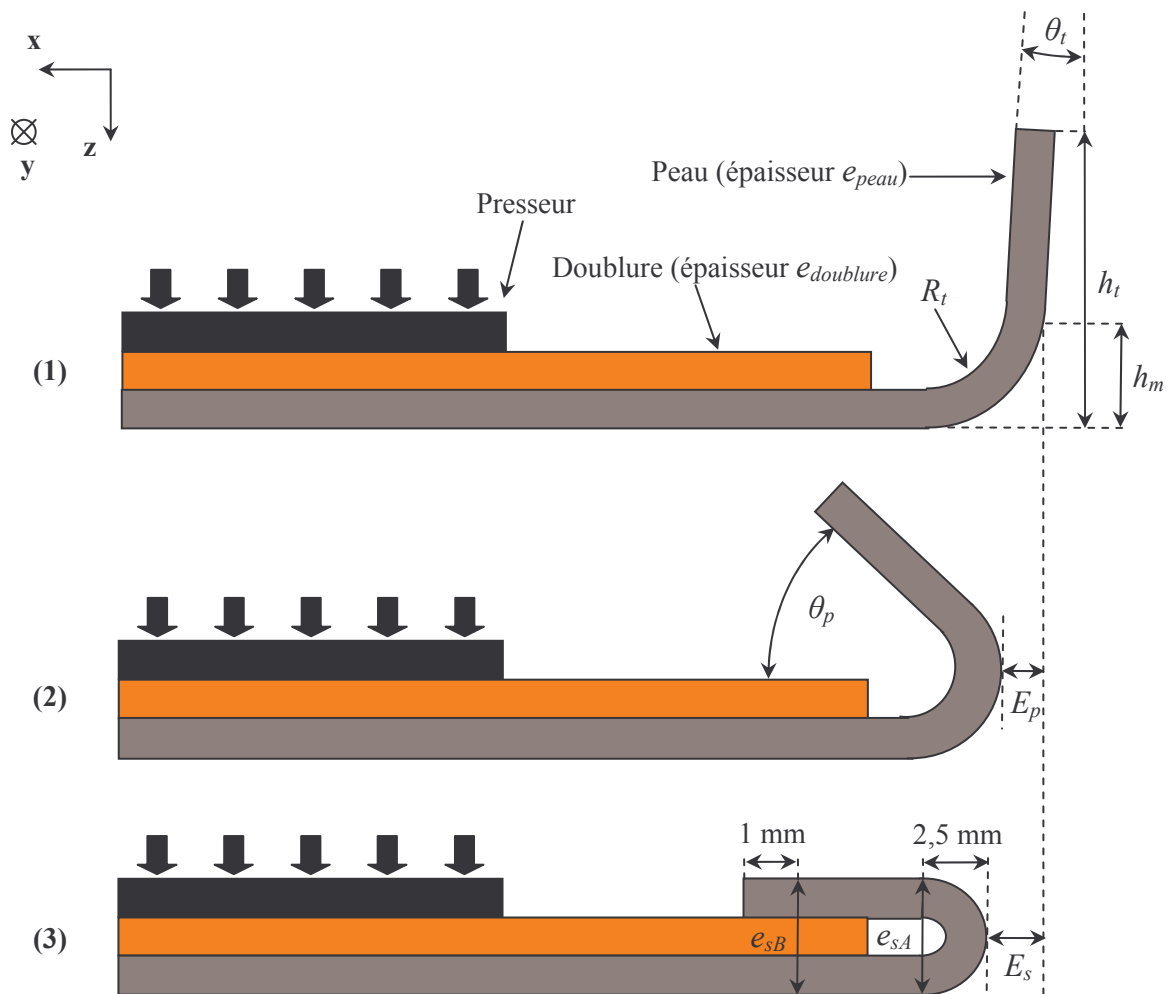


Fig. E.4. Paramètres géométriques relevés sur chaque section de mesure après tombage (1), présertissage (2) et sertissage (3) réalisés sur la sertisseuse hydraulique chez PSA.

	$R_t = 0,5 \text{ mm}$ (aciers)	$R_t = 2 \text{ mm}$ (aluminiums)
h_m	2,2 mm	4 mm

Tab. E.1. Valeurs de la hauteur de référence pour la mesure de l'enroulement.

E.2.2. Paramètres relatifs aux réglages du procédé

- **Phase de présertissage**

La peau ayant subi le tombage est positionnée sur la matrice de sertissage à une distance lm du bord de la matrice mesuré au pied à coulisse et défini sur la figure E.5.

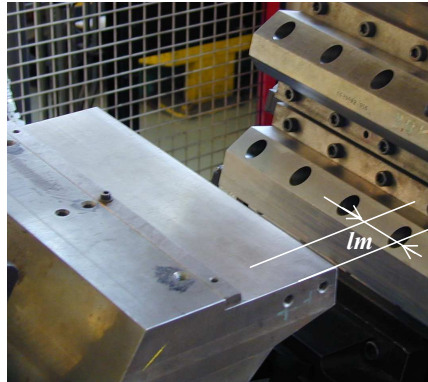


Fig. E.5. Définition du calage latéral noté lm de l'éprouvette sur la matrice.

La doublure est ensuite plaquée sur la peau grâce à un presseur exerçant un effort Fp sur l'ensemble et mesuré grâce à un capteur d'effort. Le but est de fixer la doublure et la peau sous le presseur de façon à ce que ni la peau ni la doublure ne puissent glisser sous le presseur. Un calage de la doublure et du presseur sur le bord arrière de la peau noté cd est réalisé afin d'assurer la précision du positionnement relatif des différents éléments les uns par rapport aux autres. De la même façon, un calage du bord arrière de la peau est effectué sur la butée arrière de la matrice et est noté ce . La figure E.5 illustre ces deux paramètres de positionnement.

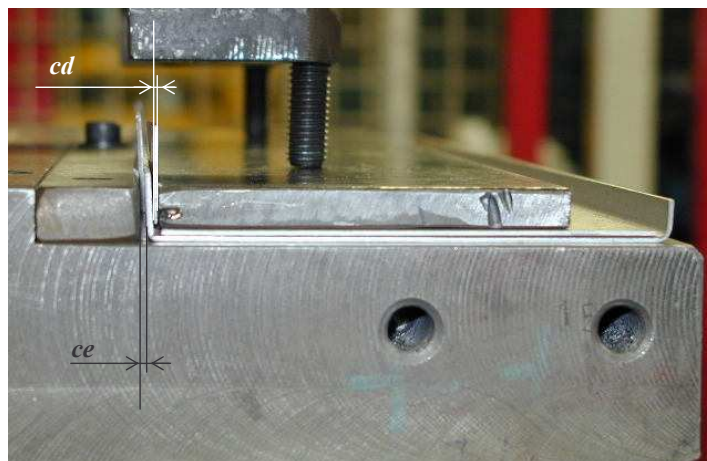


Fig. E.6. Définition des paramètres de calage cd et ce de la doublure et du presseur sur la peau.

La descente de la lame de présertissage inclinée à 45° est réalisée à une vitesse imposée notée V_p et ce jusqu'à une distance lame/matrice noté dp (voir figure E.7). Cette distance est réglée à partir du réglage de la butée de façon à obtenir un angle final θ_p d'environ 45° .

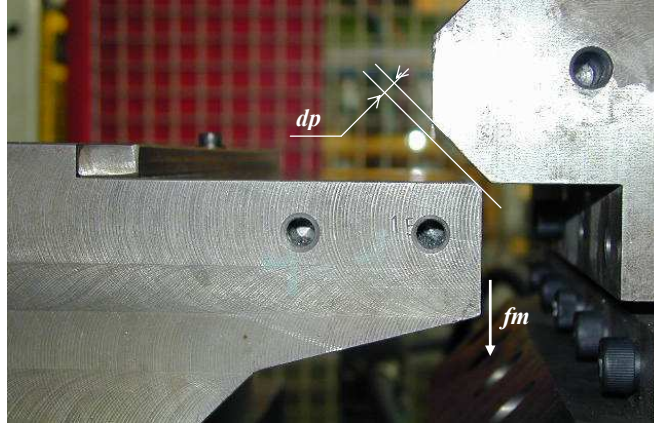


Fig. E.7. Définition de la distance lame/matrice notée dp en fin de course de présertissage.

On observe en fin de présertissage une légère flexion de la matrice produite par les efforts exercés par la lame et quantifiée par la flèche maximale fm mesurée grâce à un comparateur en fin de présertissage.

- **Phase de sertissage**

La descente de la lame de sertissage est réalisée à vitesse constante V_s jusqu'à une distance lame/matrice notée ds et réglée de façon à obtenir l'épaisseur finale maximale de serti satisfaisant la relation (4.1) mentionnée au chapitre 4. On mesure enfin la flèche maximale fm correspondant à la flexion de la matrice après sertissage. Sa valeur est significativement plus importante que celle mesurée en présertissage en raison de forces finales appliquées par la lame nettement plus élevées qu'en présertissage.

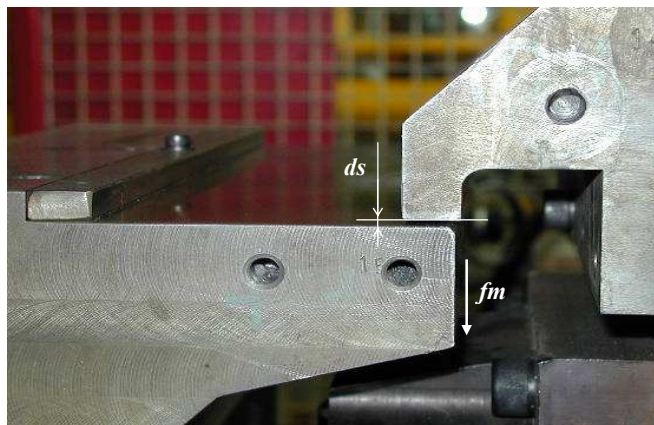


Fig. E.8. Définition de la distance lame/matrice notée ds en fin de course de sertissage.

E.2.3. Synthèse des valeurs des paramètres géométriques et process

Dans les tableaux E.1, E.2, E.3, E.4, E.5 et E.6 qui suivent, sont présentés :

- les paramètres géométriques caractéristiques de la géométrie des pièces après chaque étape (surlignés en bleu dans les tableaux),
- les paramètres de réglage relatifs aux différentes étapes du procédé (surlignés en rose dans les tableaux).

Sections de mesure		S1	S2	S3	
TOMBAGE	Rayon du poinçon de tombage Rt (mm)	2			
	Pénétration du poinçon P (mm)	15,9			
	Dragage avant A (mm)	8			
	Dragage latéral du flan lt (mm)	15			
	Passage tole avant et arrière $J + e$ (mm)	0,99 ± 0,02 (aucun laminage du bord tombé)			
	Vitesse de tombage Vt (mm/s)	250			
	Effort total de 4 vérins à gaz (daN)	7000 ± 1000			
	Angle d'ouverture après tombage θp (°)	3 ± 1			
	Hauteurs de bord ht en mm (sur 15 éprouvettes et sur chaque section)	MOYENNE	8,57	8,56	8,55
	ECART TYPE	0,04	0,03	0,02	
PRESERTISSAGE	Distance lame/matrice dp (mm)	0,35			
	Calage arrière peau ce (mm)	2,7			
	Calage latéral lps (mm)	4,9			
	Calage arrière doublure cd (mm)	0,2			
	Effort total des 2 sauterelles sur presseur Fp (daN)	338 (peau et doublure fixe sous le presseur)			
	Flexion de la matrice fm (mm)	0,1			
	Vitesse de descente de lame Vp (mm/s)	16,4 ± 0,2			
	Angle après présertissage θp (°) (sur 15 éprouvettes et sur chaque section)	MOYENNE	46	46	45
		ECART TYPE	1	1	1
Enroulements après présertissage Ep (mm) (sur 15 éprouvettes et sur chaque section)	MOYENNE	1,75	1,73	1,7	
	ECART TYPE	0,04	0,04	0,05	
SERTISSAGE	Distance lame/matrice ds (mm)	3,3			
	Flexion de la matrice fm (mm)	0,4			
	Vitesse de descente de lame Vs (mm/s)	15,7 ± 0,6			
	Epaisseurs finales de serti esA (mm) (sur 15 éprouvettes et sur chaque section)	MOYENNE	3,28	3,23	3,25
		ECART TYPE	0,04	0,04	0,04
	Epaisseurs finales de serti esB (mm) (sur 15 éprouvettes et sur chaque section)	MOYENNE	3,05	3,04	3,05
		ECART TYPE	0,03	0,01	0,02
Enroulements après sertissage Es (mm) (sur 15 éprouvettes et sur chaque section)	MOYENNE	1,66	1,62	1,55	
	ECART TYPE	0,03	0,04	0,05	

Tab. E.1. Paramètres pour les essais sur l'éprouvette à bord droit en Al 6016 DR130.

Sections de mesure		S1	S2	S3	
TOMBAGE	Rayon du poinçon de tombage R_t (mm)	0,5			
	Pénétration du poinçon P (mm)	15,9			
	Drageage avant A (mm)	8			
	Drageage latéral du flan l_t (mm)	15			
	Passage tole avant et arrière $J + e$ (mm)	0,68 ± 0,01 (aucun laminage du bord tombé)			
	Vitesse de tombage V_t (mm/s)	250			
	Effort total de 4 vérins à gaz (daN)	7000 ± 1000			
	Angle d'ouverture après tombage θ_p (°)	2 ± 1			
	Hauteurs de bord h_t en mm (sur 15 éprouvettes et sur chaque section)	MOYENNE	8,59	8,54	8,49
		ECART TYPE	0,025	0,035	0,04
PRESERTISSAGE	Distance lame/matrice d_p (mm)	0,35			
	Calage arrière peau ce (mm)	3,5			
	Calage latéral l_{ps} (mm)	4,1			
	Calage arrière doublure cd (mm)	0,2			
	Effort total des 2 sauterelles sur presseur F_p (daN)	338 (peau et doublure fixe sous le presseur)			
	Flexion de la matrice f_m (mm)	0			
	Vitesse de descente de lame V_p (mm/s)	16,1 ± 0,4			
	Angle après présertissage θ_p (°) (sur 15 éprouvettes et sur chaque section)	MOYENNE	45	45	45
		ECART TYPE	1	1	1
	Enroulements après présertissage E_p (mm) (sur 15 éprouvettes et sur chaque section)	MOYENNE	0,82	0,78	0,74
ECART TYPE		0,04	0,06	0,03	
SERTISSAGE	Distance lame/matrice d_s (mm)	2,3			
	Flexion de la matrice f_m (mm)	0,51			
	Vitesse de descente de lame V_s (mm/s)	15,3 ± 1,3			
	Epaisseurs finales de serti esA (mm) (sur 15 éprouvettes et sur chaque section)	MOYENNE	2,37	2,35	2,38
		ECART TYPE	0,02	0,02	0,02
	Epaisseurs finales de serti esB (mm) (sur 15 éprouvettes et sur chaque section)	MOYENNE	2,11	2,12	2,12
		ECART TYPE	0,015	0,015	0,015
	Enroulements après sertissage E_s (mm) (sur 15 éprouvettes et sur chaque section)	MOYENNE	0,70	0,68	0,66
ECART TYPE		0,05	0,03	0,03	

Tab. E.2. Paramètres pour les essais sur l'éprouvette à bord droit en acier E220BH.

Sections de mesure		S1	S2	S3	
TOMBAGE	Rayon du poinçon de tombage R_t (mm)	2			
	Pénétration du poinçon P (mm)	19,9			
	Drageage avant A (mm)	8,1			
	Drageage latéral du flan l_t (mm)	9			
	Passage tole avant et arrière $J + e$ (mm)	0,99 ± 0,02 (aucun laminage du bord tombé)			
	Vitesse de tombage V_t (mm/s)	250			
	Effort total de 4 vérins à gaz (daN)	7000 ± 1000			
	Angle d'ouverture après tombage θ_p (°)	4 ± 1			
	Hauteurs de bord h_t en mm (sur 15 éprouvettes et sur chaque section)	MOYENNE	8,71	8,6	8,75
		ECART TYPE	0,03	0,015	0,015
PRESERTISSAGE	Distance lame/matrice d_p (mm)	0,35			
	Calage arrière peau ce (mm)	2,5			
	Calage latéral l_{ps} (mm)	44,5			
	Calage arrière doublure cd (mm)	0,2			
	Effort total des 2 sauterelles sur presseur F_p (daN)	338 (peau et doublure fixe sous le presseur)			
	Flexion de la matrice f_m (mm)	0,1			
	Vitesse de descente de lame V_p (mm/s)	16,4 ± 0,2			
	Angle après présertissage θ_p (°) (sur 15 éprouvettes et sur chaque section)	MOYENNE	43	47	42
		ECART TYPE	2	1	1
	Enroulements après présertissage E_p (mm) (sur 15 éprouvettes et sur chaque section)	MOYENNE	1,43	1,04	1,25
ECART TYPE		0,16	0,035	0,11	
SERTISSAGE	Distance lame/matrice d_s (mm)	3,1			
	Flexion de la matrice f_m (mm)	0,33			
	Vitesse de descente de lame V_s (mm/s)	15,5 ± 0,6			
	Epaisseurs finales de serti esA (mm) (sur 15 éprouvettes et sur chaque section)	MOYENNE	3,31	3,29	3,26
		ECART TYPE	0,02	0,02	0,03
	Epaisseurs finales de serti esB (mm) (sur 15 éprouvettes et sur chaque section)	MOYENNE	3,14	3,13	3,11
		ECART TYPE	0,03	0,025	0,025
	Enroulements après sertissage E_s (mm) (sur 15 éprouvettes et sur chaque section)	MOYENNE	1,41	0,98	1,19
ECART TYPE		0,14	0,04	0,13	

Tab. E.3. Paramètres pour les essais sur l'éprouvette en rétreint R250 en Al 6016 DR130.

Sections de mesure		S1	S2	S3	
TOMBAGE	Rayon du poinçon de tombage R_t (mm)	0,5			
	Pénétration du poinçon P (mm)	19,9			
	Drageage avant A (mm)	8,1			
	Drageage latéral du flan l_t (mm)	10			
	Passage tole avant et arrière $J + e$ (mm)	0,68 ± 0,01 (aucun laminage du bord tombé)			
	Vitesse de tombage V_t (mm/s)	250			
	Effort total de 4 vérins à gaz (daN)	7000 ± 1000			
	Angle d'ouverture après tombage θ_p (°)	2 ± 1			
	Hauteurs de bord h_t en mm (sur 15 éprouvettes et sur chaque section)	MOYENNE	8,68	8,6	8,61
	ECART TYPE	0,03	0,035	0,03	
PRESERTISSAGE	Distance lame/matrice d_p (mm)	0,3			
	Calage arrière peau ce (mm)	3,2			
	Calage latéral l_{ps} (mm)	44,6			
	Calage arrière doublure cd (mm)	0,2			
	Effort total des 2 sauterelles sur presseur F_p (daN)	338 (peau et doublure fixe sous le presseur)			
	Flexion de la matrice f_m (mm)	0			
	Vitesse de descente de lame V_p (mm/s)	16 ± 0,2			
	Angle après présertissage θ_p (°) (sur 15 éprouvettes et sur chaque section)	MOYENNE	43	41	46
		ECART TYPE	2	1	3
SERTISSAGE	Distance lame/matrice d_s (mm)	2,3			
	Flexion de la matrice f_m (mm)	0,28			
	Vitesse de descente de lame V_s (mm/s)	14,8 ± 0,9			
	Epaisseurs finales de serti esA (mm) (sur 15 éprouvettes et sur chaque section)	MOYENNE	2,37	2,36	2,35
		ECART TYPE	0,03	0,03	0,03
	Epaisseurs finales de serti esB (mm) (sur 15 éprouvettes et sur chaque section)	MOYENNE	2,28	2,26	2,25
		ECART TYPE	0,02	0,02	0,03
	Enroulements après sertissage Es (mm) (sur 15 éprouvettes et sur chaque section)	MOYENNE	0,40	0,33	0,34
		ECART TYPE	0,18	0,05	0,11

Tab. E.4. Paramètres pour les essais sur l'éprouvette en rétreint R250 en acier E220BH.

Sections de mesure		S1	S2	S3	
TOMBAGE	Rayon du poinçon de tombage R_t (mm)	2			
	Pénétration du poinçon P (mm)	19,9			
	Drageage avant A (mm)	8,1			
	Drageage latéral du flan l_t (mm)	9			
	Passage tole avant et arrière $J + e$ (mm)	0,99 ± 0,02 (aucun laminage du bord tombé)			
	Vitesse de tombage V_t (mm/s)	250			
	Effort total de 4 vérins à gaz (daN)	7000 ± 1000			
	Angle d'ouverture après tombage θ_p (°)	4 ± 1			
	Hauteurs de bord h_t en mm (sur 15 éprouvettes et sur chaque section)	MOYENNE	8,62	8,56	8,73
	ECART TYPE	0,08	0,05	0,025	
PRESERTISSAGE	Distance lame/matrice d_p (mm)	0,5			
	Calage arrière peau ce (mm)	2,5			
	Calage latéral l_{ps} (mm)	44,5			
	Calage arrière doublure cd (mm)	0,2			
	Effort total des 2 sauterelles sur presseur F_p (daN)	338 (peau et doublure fixe sous le presseur)			
	Flexion de la matrice f_m (mm)	0,1			
	Vitesse de descente de lame V_p (mm/s)	15,8 ± 0,2			
	Angle après présertissage θ_p (°) (sur 15 éprouvettes et sur chaque section)	MOYENNE	43	43	33
		ECART TYPE	1	1	1
SERTISSAGE	Distance lame/matrice d_s (mm)	3,2			
	Flexion de la matrice f_m (mm)	0,35			
	Vitesse de descente de lame V_s (mm/s)	15,6 ± 0,6			
	Epaisseurs finales de serti esA (mm) (sur 15 éprouvettes et sur chaque section)	MOYENNE	3,38	3,39	3,41
		ECART TYPE	0,05	0,05	0,07
	Epaisseurs finales de serti esB (mm) (sur 15 éprouvettes et sur chaque section)	MOYENNE	3,22	3,18	3,23
		ECART TYPE	0,05	0,05	0,07
	Enroulements après sertissage Es (mm) (sur 15 éprouvettes et sur chaque section)	MOYENNE	1,05	1,01	1,17
		ECART TYPE	0,11	0,04	0,17

Tab. E.5. Paramètres pour les essais sur l'éprouvette en allongement A250 en Al 6016DR130.

Sections de mesure		S1	S2	S3	
TOMBAGE	Rayon du poinçon de tombage R_t (mm)	0,5			
	Pénétration du poinçon P (mm)	19,9			
	Drageage avant A (mm)	8,1			
	Drageage latéral du flan l_t (mm)	9			
	Passage tole avant et arrière $J + e$ (mm)	0,68 ± 0,01 (aucun laminage du bord tombé)			
	Vitesse de tombage V_t (mm/s)	250			
	Effort total de 4 vérins à gaz (daN)	7000 ± 1000			
	Angle d'ouverture après tombage θ_p (°)	2 ± 1			
	Hauteurs de bord h_t en mm (sur 15 éprouvettes et sur chaque section)	MOYENNE	8,68	8,72	8,64
		ECART TYPE	0,035	0,025	0,03
PRESERTISSAGE	Distance lame/matrice d_p (mm)	0,5			
	Calage arrière peau ce (mm)	3			
	Calage latéral l_{ps} (mm)	44,5			
	Calage arrière doublure cd (mm)	0,2			
	Effort total des 2 sauterelles sur presseur F_p (daN)	338 (peau et doublure fixe sous le presseur)			
	Flexion de la matrice f_m (mm)	0,08			
	Vitesse de descente de lame V_p (mm/s)	16 ± 0,2			
	Angle après présertissage θ_p (°) (sur 15 éprouvettes et sur chaque section)	MOYENNE	43	44	41
		ECART TYPE	2	1	1
	Enroulements après présertissage E_p (mm) (sur 15 éprouvettes et sur chaque section)	MOYENNE	0,46	0,44	0,53
ECART TYPE		0,12	0,14	0,14	
SERTISSAGE	Distance lame/matrice d_s (mm)	2,45			
	Flexion de la matrice f_m (mm)	0,47			
	Vitesse de descente de lame V_s (mm/s)	15,2 ± 0,9			
	Epaisseurs finales de serti esA (mm) (sur 15 éprouvettes et sur chaque section)	MOYENNE	2,34	2,33	2,37
		ECART TYPE	0,03	0,02	0,03
	Epaisseurs finales de serti esB (mm) (sur 15 éprouvettes et sur chaque section)	MOYENNE	2,17	2,19	2,21
		ECART TYPE	0,02	0,03	0,04
Enroulements après sertissage E_s (mm) (sur 15 éprouvettes et sur chaque section)	MOYENNE	0,33	0,28	0,51	
	ECART TYPE	0,12	0,05	0,15	

Tab. E.6. Paramètres pour les essais sur l'éprouvette en allongement A250 en acier E220BH.

Annexe F

Identification des coefficients de la loi d'érouissage combiné pour l'acier E220BH utilisée dans OPTRIS v6.1

Cette annexe présente la méthode utilisée pour identifier les paramètres de la loi d'érouissage combiné utilisée dans OPTRIS v6.1 et où la contrainte d'écoulement isotrope suit la loi de Voce :

$$\begin{cases} \sigma_0(\bar{\epsilon}_p) = R_e + R_{sat} [1 - \exp(-C_R \bar{\epsilon}_p)] \\ \dot{\mathbf{X}} = \frac{2}{3} C_0 \dot{\epsilon}^p - \gamma \dot{\bar{\epsilon}}_p \mathbf{X} \end{cases} \quad (\text{F.1})$$

L'identification des paramètres de la loi d'érouissage combiné a été réalisée pour cette nuance à partir des essais de micro-plier/déplier. La différence est que la contrainte d'écoulement suit la loi d'Hollomon, a priori mieux adaptée pour la modélisation du comportement des aciers :

$$\begin{cases} \sigma_0(\bar{\epsilon}_p) = K \bar{\epsilon}_p^n \\ \dot{\mathbf{X}} = \frac{2}{3} C_0 \dot{\epsilon}^p - \gamma \dot{\bar{\epsilon}}_p \mathbf{X} \end{cases} \quad (\text{F.2})$$

On rappelle les résultats de l'identification des paramètres de cette loi dans le tableau F.1.

K (MPa)	n	C_0 (MPa)	γ
462	0,119	523	2,47

Tab. F.1. Coefficients identifiés par les essais de micro-plier/déplier pour l'acier E220BH.

Afin d'identifier les coefficients $(R_{sat}, C_R, C_0, \gamma)$, on utilise l'expression analytique de la contrainte de traction d'un élément subissant une traction uni-axiale jusqu'à une déformation de $\bar{\epsilon}_1$ suivie d'une compression dans la même direction. Cette expression établie au chapitre 3 pour tout type d'évolution de la contrainte d'écoulement est rappelée ci-dessous :

$$\left\{ \begin{array}{l} \sigma = \sigma_0(\bar{\epsilon}_p) + \frac{C}{\gamma} [1 - \exp(-\gamma \bar{\epsilon}_p)] \quad \text{où } 0 < \bar{\epsilon}_p < \bar{\epsilon}_1 \end{array} \right. \quad (\text{F.3})$$

$$\left\{ \begin{array}{l} \sigma = -\sigma_0(\bar{\epsilon}_p) + \frac{C}{\gamma} [-1 + [2 - \exp(-\gamma \bar{\epsilon}_1)] \exp(-\gamma(\bar{\epsilon}_p - \bar{\epsilon}_1))] \quad \text{où } \bar{\epsilon}_1 < \bar{\epsilon}_p \end{array} \right. \quad (\text{F.4})$$

Les coefficients $(R_{sat}, C_R, C_0, \gamma)$ sont identifiés à partir des courbes dérivant de (F.3) et (F.4) obtenues en utilisant la loi (F.2) avec les paramètres du tableau F.1. Afin d'avoir une bonne reproductibilité du comportement sur une plage significative des déformations, on prend comme déformations $\bar{\epsilon}_1$: 0,05 ; 0,10 ; 0,15 ; 0,20 et 0,25. L'identification est effectuée grâce au solveur d'Excel en fixant comme limite élastique $R_e = 232$ MPa. Les courbes identifiées issues des deux lois sont représentées figure G.1 et les paramètres identifiés sont présentés dans le tableau F.2.

R_e (MPa)	R_{sat} (MPa)	C_R	C_0 (MPa)	γ	ϕ_{final} (%)
232	124	24,4	599	1,24	0,7

Tab. F.2. Coefficients identifiés pour les simulations numériques de l'Al 5754 et l'acier E220BH.

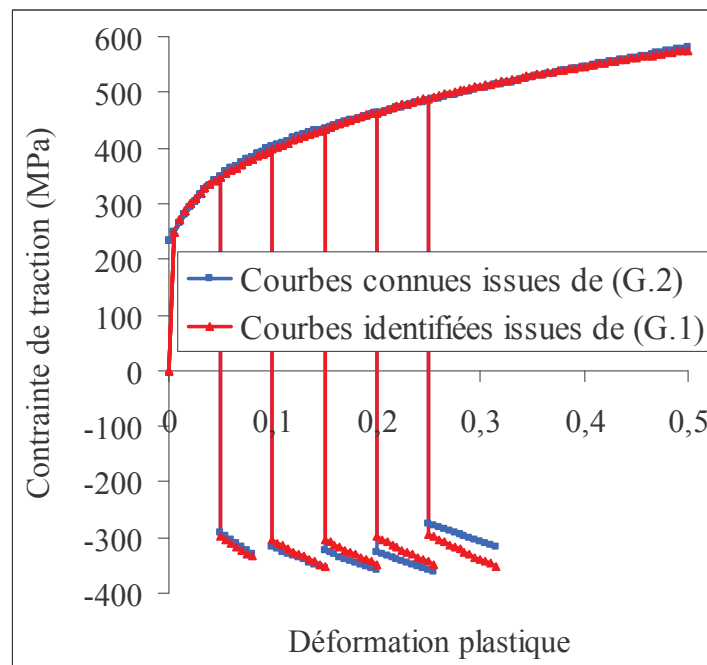


Fig. F.1. Courbes de traction/compression uni-axiales après identification des paramètres.

Annexe G

Valeurs des paramètres géométriques calculées par les simulations du sertissage des pièces à bord courbe

Les tableaux G.1, G.2, G.3 ci-après récapitulent les valeurs calculées par OPTRIS v6.1 des paramètres géométriques résultant du tombage (**T**), du présertissage (**P**) et du sertissage (**S**) : la hauteur de bord tombé h_t , l'angle d'ouverture après tombage θ_t , l'angle après présertissage θ_p , les épaisseurs finales du serti e_{sA} , e_{sB} et les enroulements après présertissage E_p et sertissage E_s . Pour chaque paramètre, on rappelle la valeur moyenne notée *Moy* tirée des essais semi-industriels ainsi que l'écart type associé noté *ET*. La valeur calculée par les simulations est notée *VC* et l'incertitude de relevé numérique *IR*.

- Les tableaux G.1 présentent les résultats des simulations du tombage/présertissage/sertissage des éprouvettes R250 et A250 en acier E220BH en considérant le raffinement intermédiaire défini au chapitre 7, l'écrouissage isotrope standard et le critère de plasticité de Hill48. L'influence de la prise en compte de la sensibilité à la vitesse de cet acier est étudiée ici.
- Les tableaux G.2 correspondent aux résultats des simulations du tombage/présertissage/sertissage des éprouvettes R250 et A250 en acier E220BH en considérant le raffinement intermédiaire défini au chapitre 7. Le critère de plasticité de Hill48 est toujours utilisé et l'influence de l'utilisation de l'écrouissage combiné est analysée dans ces tableaux.
- Les tableaux G.3 listent les résultats des simulations du tombage/présertissage/sertissage des éprouvettes R250 et A250 en Al 6016 DR130 en considérant le raffinement intermédiaire défini au chapitre 7 et le critère de plasticité de Hill48. L'influence de l'utilisation de l'écrouissage combiné fait aussi l'objet de ces tableaux.

(a)		ESSAIS				SIMULATIONS OPTRIS v6.1						
						élasto-plasticité			élasto-viscoplasticité			
			S ₁	S ₂	S ₃		S ₁	S ₂	S ₃	S ₁	S ₂	S ₃
T	θ_t (°)	Moy	2	2	2	VC	2,5	1	1,5	2	1,5	2
		IM	1	1	1	IR	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5
	h_t (mm)	Moy	8,68	8,60	8,61	VC	8,60	8,65	8,63	8,60	8,63	8,61
		IM	0,03	0,035	0,03	IR	0,02	0,02	0,01	0,03	0,01	0,02
P	θ_p (°)	Moy	43	41	46	VC	40	40	42	44	42	45
		IM	2	1	3	IR	2	1	2	2	1	2
	E_p (mm)	Moy	0,51	0,4	0,52	VC	0,42	0,415	0,48	0,46	0,38	0,54
		IM	0,19	0,05	0,14	IR	0,02	0,01	0,02	0,02	0,01	0,02
S	e_{sA} (mm)	Moy	2,37	2,36	2,35	VC	2,36	2,36	2,36	2,34	2,32	2,38
		IM	0,03	0,03	0,03	IR	0,02	0,02	0,02	0,02	0,02	0,02
	e_{sB} (mm)	Moy	2,28	2,26	2,25	VC	2,18	2,16	2,17	2,17	2,15	2,18
		IM	0,02	0,02	0,03	IR	0,03	0,03	0,03	0,02	0,02	0,02
	E_s (mm)	Moy	0,40	0,33	0,34	VC	0,24	0,28	0,36	0,32	0,26	0,41
		IM	0,18	0,05	0,11	IR	0,01	0,01	0,01	0,01	0,01	0,01

(b)		ESSAIS				SIMULATIONS OPTRIS v6.1						
						élasto-plasticité			élasto-viscoplasticité			
			S ₁	S ₂	S ₃		S ₁	S ₂	S ₃	S ₁	S ₂	S ₃
T	θ_t (°)	Moy	2	2	2	VC	2,8	2	2,5	3,4	2,1	2,8
		IM	1	1	1	IR	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5
	h_t (mm)	Moy	8,68	8,72	8,64	VC	8,6	8,67	8,68	8,63	8,72	8,72
		IM	0,035	0,025	0,03	IR	0,02	0,02	0,02	0,02	0,02	0,02
P	θ_p (°)	Moy	43	44	41	VC	45	46	44	40	41,5	40
		IM	2	1	1	IR	2	1	2	1	0,5	1
	E_p (mm)	Moy	0,46	0,44	0,53	VC	0,32	0,33	0,20	0,29	0,34	0,30
		IM	0,12	0,14	0,14	IR	0,02	0,02	0,02	0,02	0,01	0,02
S	e_{sA} (mm)	Moy	2,34	2,33	2,37	VC	2,30	2,33	2,31	2,31	2,29	2,31
		IM	0,03	0,02	0,03	IR	0,02	0,02	0,01	0,03	0,01	0,02
	e_{sB} (mm)	Moy	2,17	2,19	2,21	VC	2,10	1,12	1,09	1,08	1,12	1,10
		IM	0,02	0,03	0,04	IR	0,03	0,03	0,02	0,03	0,01	0,02
	E_s (mm)	Moy	0,33	0,28	0,51	VC	0,31	0,19	0,20	0,29	0,20	0,25
		IM	0,12	0,05	0,15	IR	0,02	0,02	0,02	0,02	0,01	0,02

Tab. G.1. Tableaux des paramètres géométriques résultant du tombage (T), du présertissage (P) et du sertissage (S) de l'éprouvette R250 (a) et A250 (b) en acier E220BH : comparaison calculs/essais.

(a)		ESSAIS				SIMULATIONS OPTRIS v6.1						
						Ecrouissage isotrope élasto-plastique			Ecrouissage combiné élasto-plastique			
			S ₁	S ₂	S ₃		S ₁	S ₂	S ₃	S ₁	S ₂	S ₃
T	θ_t (°)	Moy	2	2	2	VC	2,5	1	1,5	2,9	1	2,3
		IM	1	1	1	IR	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5
	h_t (mm)	Moy	8,68	8,60	8,61	VC	8,60	8,65	8,63	8,59	8,52	8,64
		IM	0,03	0,035	0,03	IR	0,02	0,02	0,01	0,02	0,02	0,02
P	θ_p (°)	Moy	43	41	46	VC	40	40	42	38	42	40
		IM	2	1	3	IR	2	1	2	2	1	2
	E_p (mm)	Moy	0,51	0,4	0,52	VC	0,42	0,415	0,48	0,47	0,35	0,48
		IM	0,19	0,05	0,14	IR	0,02	0,01	0,02	0,02	0,01	0,02
S	e_{sA} (mm)	Moy	2,37	2,36	2,35	VC	2,36	2,36	2,36	2,35	2,34	2,37
		IM	0,03	0,03	0,03	IR	0,02	0,02	0,02	0,01	0,01	0,01
	e_{sB} (mm)	Moy	2,28	2,26	2,25	VC	2,18	2,16	2,17	2,19	2,19	2,20
		IM	0,02	0,02	0,03	IR	0,03	0,03	0,03	0,01	0,01	0,01
	E_s (mm)	Moy	0,40	0,33	0,34	VC	0,24	0,28	0,36	0,23	0,20	0,34
		IM	0,18	0,05	0,11	IR	0,01	0,01	0,01	0,02	0,01	0,02

(b)		ESSAIS				SIMULATIONS OPTRIS v6.1						
						Ecrouissage isotrope élasto-viscoplastique			Ecrouissage combiné élasto-plastique			
			S ₁	S ₂	S ₃		S ₁	S ₂	S ₃	S ₁	S ₂	S ₃
T	θ_t (°)	Moy	2	2	2	VC	2,8	2	2,5	2,6	0,9	2
		IM	1	1	1	IR	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5
	h_t (mm)	Moy	8,68	8,72	8,64	VC	8,6	8,67	8,68	8,6	8,62	8,63
		IM	0,035	0,025	0,03	IR	0,02	0,02	0,02	0,02	0,02	0,02
P	θ_p (°)	Moy	43	44	41	VC	45	46	44	40	43	40
		IM	2	1	1	IR	2	1	2	2	1	2
	E_p (mm)	Moy	0,46	0,44	0,53	VC	0,32	0,33	0,20	0,38	0,31	0,27
		IM	0,12	0,14	0,14	IR	0,02	0,02	0,02	0,02	0,01	0,02
S	e_{sA} (mm)	Moy	2,34	2,33	2,37	VC	2,30	2,33	2,31	2,31	2,33	2,31
		IM	0,03	0,02	0,03	IR	0,02	0,02	0,01	0,03	0,02	0,02
	e_{sB} (mm)	Moy	2,17	2,19	2,21	VC	2,10	2,12	2,09	2,09	2,12	2,11
		IM	0,02	0,03	0,04	IR	0,03	0,03	0,02	0,03	0,02	0,02
	E_s (mm)	Moy	0,33	0,28	0,51	VC	0,31	0,19	0,20	0,32	0,23	0,26
		IM	0,12	0,05	0,15	IR	0,02	0,02	0,02	0,02	0,01	0,02

Tab. G.2. Tableaux des paramètres géométriques issus du tombage (**T**), du présertissage (**P**) et du sertissage (**S**) de l'éprouvette R250 (a) et A250 (b) en acier E220BH : comparaison calculs/essais.

(a)		ESSAIS				SIMULATIONS OPTRIS v6.1						
						Ecroissance isotrope			Ecroissance combiné			
			S ₁	S ₂	S ₃		S ₁	S ₂	S ₃	S ₁	S ₂	S ₃
T	θ_t (°)	<i>Moy</i>	4	4	4	<i>VC</i>	2,5	3	3,3	2,3	2,8	3,1
		<i>IM</i>	1	1	1	<i>IR</i>	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5
	h_t (mm)	<i>Moy</i>	8,71	8,6	8,75	<i>VC</i>	8,62	8,62	8,62	8,62	8,62	8,62
		<i>IM</i>	0,03	0,015	0,015	<i>IR</i>	0,02	0,02	0,02	0,02	0,02	0,02
P	θ_p (°)	<i>Moy</i>	43	47	42	<i>VC</i>	33	35	34	31,4	33	31,6
		<i>IM</i>	2	1	1	<i>IR</i>	2	1	2	2	1	2
	E_p (mm)	<i>Moy</i>	1,43	1,04	1,25	<i>VC</i>	1,11	0,95	1,19	1,34	1,16	1,39
		<i>IM</i>	0,16	0,035	0,11	<i>IR</i>	0,02	0,01	0,02	0,02	0,01	0,02
S	e_{sA} (mm)	<i>Moy</i>	3,31	3,29	3,26	<i>VC</i>	3,30	3,11	3,21	3,28	3,14	3,22
		<i>IM</i>	0,02	0,02	0,03	<i>IR</i>	0,01	0,01	0,01	0,01	0,01	0,01
	e_{sB} (mm)	<i>Moy</i>	3,14	3,13	3,11	<i>VC</i>	3,12	3,04	3,07	3,09	3,02	3,05
		<i>IM</i>	0,03	0,025	0,025	<i>IR</i>	0,01	0,01	0,01	0,01	0,01	0,01
	E_s (mm)	<i>Moy</i>	1,41	0,98	1,19	<i>VC</i>	0,96	0,74	0,99	1,02	0,82	1,04
		<i>IM</i>	0,14	0,04	0,13	<i>IR</i>	0,02	0,01	0,02	0,02	0,01	0,02

(b)		ESSAIS				SIMULATIONS OPTRIS v6.1						
						Ecroissance isotrope			Ecroissance combiné			
			S ₁	S ₂	S ₃		S ₁	S ₂	S ₃	S ₁	S ₂	S ₃
T	θ_t (°)	<i>Moy</i>	4	4	4	<i>VC</i>	2,4	2,4	2,3	2,6	2	2,3
		<i>IM</i>	1	1	1	<i>IR</i>	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5
	h_t (mm)	<i>Moy</i>	8,62	8,56	8,73	<i>VC</i>	8,72	8,68	8,72	8,72	8,68	8,72
		<i>IM</i>	0,08	0,05	0,025	<i>IR</i>	0,02	0,01	0,02	0,02	0,01	0,02
P	θ_p (°)	<i>Moy</i>	43	43	33	<i>VC</i>	34	35	30	33	35	30
		<i>IM</i>	2	1	2	<i>IR</i>	2	1	2	2	1	2
	E_p (mm)	<i>Moy</i>	1,11	1,06	1,18	<i>VC</i>	0,79	0,73	0,88	0,83	0,76	0,91
		<i>IM</i>	0,11	0,03	0,15	<i>IR</i>	0,02	0,01	0,02	0,02	0,01	0,02
S	e_{sA} (mm)	<i>Moy</i>	3,38	3,39	3,41	<i>VC</i>	3,40	3,41	3,43	3,40	3,44	3,41
		<i>IM</i>	0,05	0,05	0,07	<i>IR</i>	0,01	0,01	0,01	0,01	0,01	0,01
	e_{sB} (mm)	<i>Moy</i>	3,22	3,18	3,23	<i>VC</i>	3,12	3,12	3,14	3,13	3,14	3,12
		<i>IM</i>	0,05	0,05	0,07	<i>IR</i>	0,01	0,01	0,01	0,01	0,01	0,01
	E_s (mm)	<i>Moy</i>	1,05	1,01	1,17	<i>VC</i>	0,73	0,70	0,88	0,75	0,73	0,91
		<i>IM</i>	0,11	0,04	0,17	<i>IR</i>	0,02	0,01	0,02	0,02	0,01	0,02

Tab. G.3. Tableaux des paramètres géométriques résultant du tombage (T), du présertissage (P) et du sertissage (S) de l'éprouvette R250 (a) et A250 (b) en Al 6016 DR130 : comparaison calculs/essais.

Références bibliographiques

- [1] A. MUDERRISOGLU, J. SCHLAFHAUSER, W.M. FAITEL, *Improved design methodology for pre-hemming and hemming of auto body panels*, 3th International Conference on Sheet Metal Forming Technology, Columbus, Ohio, October 5-7, 1998.
- [2] H. LIVATYALI et al., *Improvement of hem quality by optimizing flanging and pre-hemming operations using computer aided die design*, J. Mater. Proc. Technol., 98, p. 41-52, 2000.
- [3] E.H. ATZEMA, R. BAARTMAN et A.J.H. KLOMP, *Finite element simulations of the hemming process*, Proceedings of NUMIFORM'98, p. 933-939, Balkema, 1998.
- [4] H. LIVATYALI, S.J. LARRIS, *Experimental investigation on forming defects in flat surface-convex edge hemming : roll, recoil and warp*, J. Mater. Proc. Technol., 153-154, p. 913-919, 2004.
- [5] H. LIVATYALI, T. LAXHUBER, T. ALTAN, *Experimental investigation of forming defects in flat surface-convex edge hemming*, J. Mater. Proc. Technol., 146, p. 20-27, 2004.
- [6] F. DEBUIRE, *Détermination des paramètres matériaux sur le sertissage, à l'aide de la simulation numérique sur le logiciel OPTRIS*, Rapport de stage, PSA Peugeot Citroën, Poissy, juillet 1999.
- [7] M. SVENSSON, K. MATTIASSON, *The influence of anisotropy on the roll-in in hemming, a comparison between FE-simulations and practical tests*, Numisheet 2002, p. 261-266.
- [8] M. SVENSSON, K. MATTIASSON, *Simulation of hemming with different element formulations and time integration methods*, Proceedings of NUMIFORM, p. 933-938, 2001.
- [9] J.L. BATOZ, G. DHATT, *Modélisation des structures par éléments finis*, vol. 3, Coques, Ed. Hermès, Paris, 1992.
- [10] S.W. KEY, C.C. HOFF, *An improved constant membrane and bending stress shell element for explicit transient dynamics*, Comput. Methods Appl. Mech. Engrg., 124, p. 33-47, 1995.
- [11] M. SVENSSON, K. MATTIASSON, *Simulation of hemming of automotive body components with the explicit FE-method*, European Congress on Computational methods in Applied Sciences and Engineering, ECCOMAS 2000, Barcelona, 11-14 September 2000.

- [12] M. SVENSSON, K. MATTIASSON, *Three-dimensional simulation of hemming with the explicit FE-method*, J. Mater. Proc. Technol., 128, p. 142-154, 2002.
- [13] E.H. ATZEMA, R. BAARTMAN, *Finite simulations of the hemming process, simulation of materials processing : theory, methods and applications*, Eds. Huétink & Baaijens, 1998, p. 933-940.
- [14] I. DEVINE et al, *Prédiction de l'enroulement en sertissage - Synthèse des premiers travaux*, note communiquée DVHL/MXP/CEB/MMF PSA Peugeot Citroën, Poissy, juillet 1999.
- [15] C. VERGNE, *Analyse élémentaire du sertissage à plat*, Mémoire de DEA de Physique et Génie des Matériaux, Université de Nice-Sophia-Antipolis, juin 1998.
- [16] G. ZHANG, X. WU, S.J. HU, *A study on fundamental mechanisms of warp and recoil in hemming*, J. Eng. Mater. Technol. - Trans. ASME, 123, p. 436-441, 2001.
- [17] J. LEMAITRE, J.-L. CHABOCHE, *Mechanics of solid materials*, Cambridge University Press, U.K., p. 161-241, 1990.
- [18] E. FELDER, *Analyse mécanique de l'essai de flexion 3 points*, Ecole des Mines de Paris, CEMEF, Sophia-Antipolis, France, juillet 1997.

Etude physique et modélisation numérique du procédé de sertissage de pièces de carrosserie

Résumé : Le sertissage est un procédé d'assemblage par pliage des tôles métalliques utilisé pour la mise en forme d'ouvrants automobiles : portières, capots, volets ... Il consiste à replier une tôle extérieure (peau) sur une tôle intérieure (doublure) en trois étapes : tombage de bord (repli à 90°), présertissage avec une lame à 45° et sertissage avec une lame horizontale. Ce procédé conduit à une réduction géométrique des pièces (enroulement), à l'apparition des défauts d'aspect et à une éventuelle fissuration des tôles serties. Afin de réduire les coûts et les délais de conception, PSA Peugeot Citroën simule numériquement le procédé à l'aide du logiciel de calculs par éléments finis OPTRIS v6.1 basé sur les éléments finis coques. Le travail consiste à fiabiliser la simulation numérique du procédé par une modélisation pertinente du comportement rhéologique des tôles en pliage et du frottement entre la tôle (peau) et les outils. En outre, comme le rayon de courbure de la tôle (peau) devient comparable à son épaisseur en sertissage, on évalue la performance des éléments finis coques à simuler ces fortes déformations.

Des essais de traction uni-axiale couplés à la mesure des déformations par corrélation d'images et des essais de microdureté sur pièces serties sont réalisés. L'objectif est d'affiner les lois d'écroutissage des tôles pour des déformations plastiques représentatives de celles atteintes localement dans la partie en extension de la tôle sertie (de l'ordre de 0,5 pour les tôles en alliage d'aluminium d'épaisseur 1 mm et 0,7 pour les tôles en acier d'épaisseur 0,7 mm). Par ailleurs, des essais de flexion 4 points et de pliage/dépliage sont réalisés pour caractériser le comportement des tôles pour des modes de déformations non monotones, plus représentatifs du sertissage. Ces essais montrent la pertinence des lois d'écroutissage monotone déduites des essais de traction et de microdureté. Ils permettent de surcroît la caractérisation de l'effet Bauschinger par l'identification des coefficients de modèles d'écroutissage combiné isotrope/cinématique.

Un dispositif de sertissage de pièces planes à bord rectiligne a été développé et permet de mettre en place une méthode de caractérisation du frottement entre la tôle et les outils en sertissage. Les essais montrent que le modèle classique de Coulomb est suffisant pour décrire le frottement en sertissage. Ils fournissent de plus des valeurs du coefficient de frottement de Coulomb représentatives de la tribologie du procédé. La méthode de caractérisation du frottement est adaptée aux essais semi-industriels de sertissage de pièces plates à bord courbe (en rétreint et en allongement).

Les simulations du sertissage des pièces plates à bord rectiligne sont réalisées avec un modèle mécanique qui s'appuie sur la théorie de la flexion et avec les codes de calculs par éléments finis OPTRIS v6.1 et FORGE2[®] (éléments volumiques en déformations planes). Une étude de sensibilité montre la forte influence du coefficient de frottement sur l'enroulement. Elle montre également la nécessité de tenir compte de l'écroutissage cinématique des tôles et de simuler correctement toutes les étapes du procédé de sertissage. Enfin, la similitude des enroulements calculés par OPTRIS v6.1 et FORGE2[®] montre que l'utilisation des éléments finis coques est pertinente pour le calcul du sertissage.

Mots-clés : Sertissage, simulation numérique, éléments finis, lois de comportement, essais rhéologiques, frottement.

Experimental study and numerical simulation of the hemming process of automotive parts

Abstract : Hemming is an assembly process using to join sheet metal parts for closures of automotive bodies such as side doors, hoods and tailgates. An outer sheet metal is bent onto an inner sheet metal in three steps : flanging, pre-hemming and hemming. Hemming generates a reduction in size of the outer panel (roll-in), aspect defects and sometimes cracks of the sheet metals. In order to minimize the development cost and time, PSA Peugeot Citroën uses numerical simulations of the process with the finite element code OPTRIS v6.1 based on a shell element formulation. The aim of this work is to improve numerical simulations by a better understanding and modeling of the material model used for sheet metals in hemming and the friction model between the outer part and the hemming dies. Because the radius of curvature of the outer sheet is comparable to its thickness, we estimate the performance of shell elements to model such large strains.

Uni-axial tensile tests coupled with a strain measurement system using correlation of digital images are performed with micro-hardness tests on hemmed parts. The aim is to determine the monotonic hardening curves at strain levels similar to those obtained in the extension part of the hemmed sheet (around 0.5 for 1 mm thick aluminum alloy sheets and 0.7 for 0.7 mm thick steel sheets). 4 point bending and bending/unbending tests are performed for the material characterization in non monotonic strain conditions similar to those in hemming. The tests show the relevance of the monotonic hardening laws deduced from tensile and micro-hardness tests. Moreover, they allow the Bauschinger effect characterization by the identification of the coefficients of combined isotropic/kinematic hardening models.

An experimental device has been developed for the hemming tests of flat parts with straight edge to determine the Coulomb friction coefficient values between the outer sheet and the hemming dies. The tests show that the classical constant Coulomb friction model is sufficient to describe tribology in hemming. This characterization method of friction is adapted to the semi-industrial hemming tests of flat parts with curved edge.

The numerical simulations of hemming of flat parts with straight edge are performed with a mechanical model based on bending theory and the finite element codes OPTRIS v6.1 and FORGE2[®] (solid elements with plane strain conditions). A sensitivity analysis shows the strong influence of the friction coefficient on the roll-in. It also shows the necessity to take into account kinematic hardening in material model and to simulate properly the several steps of the hemming process. Finally, the similarity of the numerical roll-in obtained with OPTRIS v6.1 and FORGE2[®] demonstrates that the shell elements are able to model hemming process.

Keywords : Hemming, numerical simulation, finite elements, material models, rheological tests, friction.