



HAL
open science

Analyse des procédés de sertissage de tôles métalliques. Aspects expérimentaux et numériques, endommagement des pièces serties.

Nicolas Le Maoût

► To cite this version:

Nicolas Le Maoût. Analyse des procédés de sertissage de tôles métalliques. Aspects expérimentaux et numériques, endommagement des pièces serties.. Mécanique [physics.med-ph]. Université de Bretagne Sud, 2009. Français. NNT: . tel-00414094

HAL Id: tel-00414094

<https://theses.hal.science/tel-00414094>

Submitted on 7 Sep 2009

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

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



THÈSE / Université de Bretagne-Sud

sous le sceau de L'Université Européenne de Bretagne

pour obtenir le titre de :

Docteur de l'Université de Bretagne-Sud

Mention : Sciences Pour l'Ingénieur (SPI)

Spécialité : Sciences et Génie des Matériaux

ECOLE DOCTORALE SICMA

présentée par

Nicolas LE MAOÛT

Préparée au LIMATB (EA 4250)

Laboratoire d'Ingénierie

des MATériaux de Bretagne

Université de Bretagne-Sud

Analyse des procédés de sertissage de tôles métalliques

Aspects expérimentaux et numériques, endommagement
des pièces serties

Thèse soutenue le 17 Mars 2009
devant le jury composé de :

Elisabeth MASSONI

Maître de Recherche, École des mines de Paris / *présidente*

Michel BRUNET

Professeur, INSA Lyon / *rapporteur*

Nathalie BOUDEAU

Professeure, Université de Besançon / *rapporteuse*

Jean-Philippe PONTHOT

Professeur, Université de Liège / *examinateur*

Olivier PAUVERT

Ingénieur PSA Peugeot Citroën / *invité*

Pierre-Yves MANACH

Professeur, Université de Bretagne-Sud / *directeur de thèse*

Sandrine THUILLIER

MCF HDR, Université de Bretagne-Sud / *codirectrice de thèse*

Table des matières

Remerciements	6
Introduction générale	8
1 Les procédés de sertissage	12
1.1 Le principe du procédé de sertissage	13
1.2 Les défauts inhérents au sertissage	14
1.3 Opérations de mise en forme avant le sertissage	16
1.3.1 Le procédé d'emboutissage	16
1.3.2 Le tombage de bord	17
1.4 Les principales technologies de sertissage	19
1.4.1 Le sertissage classique	19
1.4.2 Le sertissage par roulage	22
1.5 Etudes antérieures sur le sertissage	23
1.5.1 Les essais représentatifs du procédé	23
1.5.2 La modélisation numérique du sertissage	26
1.6 Conclusion	30
2 Caractérisation et modélisation du comportement mécanique	31
2.1 Introduction	33
2.2 Matériaux et essais mécaniques	34
2.2.1 L'alliage d'aluminium A6016	34
2.2.2 L'acier à bake-hardening E220BH	35
2.2.3 Les essais mécaniques	35
2.3 Modélisation du comportement mécanique	44
2.3.1 Elastoviscoplasticité en grandes transformations	44
2.3.2 Comportement élastique	45
2.3.3 Critères de plasticité	45
2.3.4 Modèle élastoviscoplastique	46
2.4 Identification des paramètres	48
2.4.1 Alliage d'aluminium A6016	49
2.4.2 Acier E220BH	52
2.5 Conclusion	55
3 Essais expérimentaux de sertissage	56
3.1 Introduction	57
3.2 Essais sur éprouvettes planes	59

3.2.1	Éprouvette R0	60
3.2.2	Éprouvette R250	61
3.2.3	Éprouvette A250	63
3.2.4	Conclusion	64
3.3	Dispositif de sertissage	65
3.3.1	Géométries des éprouvettes étudiées	65
3.3.2	Conception du dispositif	68
3.3.3	Obtention du galbe des éprouvettes	69
3.3.4	Mesure de l'enroulement	71
3.3.5	Le tombage	72
3.3.6	Présertissage et sertissage classiques	80
3.3.7	Présertissage et sertissage par roulage	87
3.3.8	Mesure du défaut de ligne en creux	96
3.4	Conclusions générales sur les essais de sertissage	98
4	Simulation numérique du sertissage classique	99
4.1	Introduction	101
4.2	Éléments pour la mise en données	102
4.3	Simulation des éprouvettes planes	105
4.3.1	Simulation 2D	105
4.3.2	Simulation 3D	110
4.4	Mise en forme des éprouvettes galbées	112
4.4.1	Expansion biaxiale	112
4.4.2	Opérations de découpe et de retour élastique	114
4.5	Opération de tombage	116
4.5.1	Configurations A1R et R1R	117
4.5.2	Configurations R2R, A2R, R2D et R2A	121
4.6	Opérations de présertissage et de sertissage classique	124
4.6.1	Configurations A1R et R1R	124
4.6.2	Configurations R2R, A2R, R2D et R2A	128
4.6.3	Bilan sur la prédiction de l'enroulement	128
4.7	Conclusion	134
5	Simulation numérique du sertissage par roulage	135
5.1	Introduction	137
5.2	Les différentes modélisations du sertissage par roulage	138
5.2.1	Hypothèses communes à toutes les modélisations	138
5.2.2	Éprouvettes planes	138
5.2.3	Éprouvettes de géométrie quelconque	144
5.3	Sertissage des éprouvettes galbées	149
5.3.1	Les différentes modélisations	151
5.3.2	Influence de la vitesse du galet	151
5.3.3	Influence de la cinématique du galet	154
5.3.4	Influence de la loi de comportement	156
5.3.5	Influence de l'étape de tombage	159
5.3.6	Bilan	160
5.4	Conclusion	162

6	Critère de sertissabilité	163
6.1	Introduction	165
6.2	L'endommagement ductile	167
6.2.1	Les Courbes Limites de Formage (CLF)	167
6.2.2	Modèle de Lemaitre	168
6.2.3	Modèle de Gurson-Tvergaard-Needleman (GTN)	169
6.2.4	Applications du modèle de GTN	173
6.3	Les essais expérimentaux	177
6.3.1	Mesure de l'aspect du bord serti	177
6.3.2	Taux de triaxialité des essais	179
6.3.3	Mesure de la déformation	181
6.3.4	Essais de traction uniaxiale	182
6.3.5	Essais de traction sur éprouvettes entaillées	186
6.3.6	Essais d'expansion biaxiale	189
6.4	Identification des paramètres du modèle	191
6.4.1	Observations par micrographie	191
6.4.2	Identification inverse des coefficients de la loi de GTN	191
6.4.3	Modélisation EF de la base expérimentale	193
6.4.4	Résultats de l'optimisation	195
6.5	Validation sur essais représentatifs du sertissage	202
6.5.1	Pliage sur petit rayon	202
6.5.2	Sertissage d'éprouvettes droites	206
6.6	Conclusion	209
	Conclusion générale	210
	Perspectives	213
	Références Bibliographiques	217
	Annexes	221
A	Développement d'un module « roulage » dans Pamstamp2G	222

Remerciements

*« Le commencement de toutes les sciences, c'est
l'étonnement de ce que les choses sont ce qu'elles sont ».
Aristote, La Métaphysique*

Ce travail a été mené, en partie, au sein du Laboratoire d'Ingénierie des MATériaux de Bretagne (LIMATB) sous la direction de Pierre-Yves Manach et de Sandrine Thuillier. Je tiens à remercier mes deux encadrants pour leur grande disponibilité, leur écoute, leur capacité d'analyse qui a permis la résolution de nombreux problèmes rencontrés. Leur ouverture d'esprit a également permis de satisfaire le côté « industriel » de cette étude sans altérer le côté « scientifique ».

La seconde partie de ce travail s'est déroulée au sein de l'entité Ingénierie de la Caisse Peinte Équipée (ICPE) de PSA Peugeot Citroën du site de Rennes. Mes premiers remerciements vont à Dominique Debois, mon premier responsable industriel, qui a permis de mettre place cette thèse CIFRE avec l'Association Nationale de la Recherche et de la Technologie (ANRT), en y consacrant beaucoup d'énergie. À Jacques Leroy et Jérôme Zimmowitch, experts du sertissage au sein de cette entité, qui ont partagé une partie de leur savoir-faire sur ce procédé d'assemblage. Je tiens également à remercier Joëlle Garabed, experte du procédé d'emboutissage, pour son encadrement de qualité, ses nombreux conseils et ses avis pertinents sur ce travail. Sans oublier Olivier Pauvert, Christian Henry et toute son équipe, pour leur écoute, leur disponibilité et leurs nombreuses discussions lors des réunions.

Je voudrais remercier vivement Patrice Auger, Manuel Martinez et toute l'équipe de PMXP de PSA Peugeot Citroën du site de Poissy pour le temps qu'ils ont consacré à mes essais de sertissage par roulage sur les éprouvettes galbées. De même, je tiens à remercier Jean-Yves Blouin et ses collègues pour m'avoir permis de disposer de la machine de découpe laser de l'entité prototype du site de Rennes La Janais.

J'exprime toute ma reconnaissance aux membres du jury : Elisabeth Massoni, Jean-Phillippe Ponthot, Michel Brunet et Nathalie Boudeau, pour avoir accepté de juger ce travail en traversant parfois les frontières de notre pays.

Cette thèse s'est déroulée autour d'une ambiance exceptionnelle, aussi bien au sein du laboratoire LIMATB qu'au sein de PSA Peugeot Citroën. C'est pourquoi, je remercie l'ensemble de mes anciens collègues du site industriel ainsi que tous les enseignants-chercheurs, les professeurs du laboratoire mais plus particulièrement tous les doctorants que j'ai pu rencontrer aux cours de ces années : Julien Troufflard, Benoît Omnès, Harold Fresnel, Arnaud Penin, Mathieu Priser, Jean-Claude Tchamba, Renaud Grèze, Thomas Parenteau, Sylvain Couëdo, Aude Vandembroucke, Anne-Gaëlle Geffroy, Alban Le Port, . . . ainsi que le personnel technique et administratif du laboratoire : Minasoa Herlem, Yann Guevel, Anita Warembourg, Hervé Bellegou, François Portanguen et tout ceux que j'aurais pu oublier.

Enfin, je remercie ma mère, mon père et mon frère pour leur présence et leur soutien tout au long de mes études. Je remercie mes amis de toujours, ainsi que Pauline, pour leur amitié et leur bonne humeur qui ont souvent permis de relativiser les choses.

Introduction générale

Cette étude a été menée dans le cadre d'une thèse CIFRE, débutée en septembre 2005, entre le laboratoire LIMATB et la société PSA Peugeot Citroën.

Actuellement, l'industrie automobile est contrainte de se démarquer, notamment face à la concurrence des pays à bas coûts, en réduisant ses coûts, ses délais de conception, en améliorant la qualité ou encore l'esthétique du véhicule. Les enjeux environnementaux, symbolisés par les accords de Kyoto sur la réduction des gaz à effet de serre, doivent également rentrer en ligne de compte [1]. L'ensemble de ces contraintes constitue un tremplin pour le développement de nouvelles technologies. Dans le domaine de la mise en forme des ouvrants, la conception virtuelle des procédés peut contribuer à la réduction de la masse du véhicule ou encore à la réduction du nombre d'essais avant la phase de production. En effet, un outil numérique robuste peut être utilisé comme un outil d'aide aux choix des paramètres optimaux du procédé à adopter, permettant un gain de temps sur la mise au point des outils et la suppression des outils d'essai.

Depuis plusieurs années, les codes de calcul industriels sont utilisés pour les simulations du comportement de pièces soumises à des sollicitations complexes lors des différentes étapes de la mise en forme. Ces outils numériques aident à comprendre et à anticiper d'éventuels défauts liés aux procédés de mise en forme ou aux caractéristiques spécifiques des matériaux (amplitude du retour élastique, limite de formabilité, etc.) et à améliorer ainsi la conception des outillages. Dans l'industrie automobile, on utilise principalement cette modélisation numérique pour le procédé d'emboutissage. Néanmoins, les fortes non-linéarités des problèmes (modélisation des phénomènes de contact/frottement, comportement des matériaux en grandes transformations, etc.), rendent parfois difficile la bonne prédiction numérique. Le problème est amplifié pour la simulation numérique du procédé de sertissage puisqu'il est situé en aval de plusieurs étapes de mise en forme. Ce procédé est une technique d'assemblage par déformation plastique à froid de tôles métalliques. Dernière étape de mise en forme des ouvrants automobiles avant l'application de la peinture, sa maîtrise est primordiale puisque la qualité finale de l'ouvrant est directement exposée au regard des consommateurs. Cependant, l'utilisation de la simulation du procédé de sertissage reste limitée dans l'industrie automobile. En effet, la conception et la mise au point du procédé de sertissage au sein de PSA Peugeot Citroën repose uniquement sur le savoir-faire des spécialistes aidés par les retours d'expérience.

L'objectif de ces travaux de thèse est de mettre en place un outil numérique, capable de prédire le comportement de la tôle lors du procédé de sertissage classique et par roulage. On pourra alors, à l'image de ce qui est fait en emboutissage, inclure une démarche numérique de conception des outils de sertissage dans les projets automobiles. Ceci impose le choix d'un code de calculs éléments finis utilisé au sein de l'entreprise PSA Peugeot Citroën, choix qui s'est porté sur le logiciel Pamstamp2G (PS2G) utilisant un schéma de résolution explicite et des éléments finis de type coques. En effet, les études antérieures ont montré des temps de calculs satisfaisants et de bonnes corrélations en terme d'enroulement par rapport aux données expérimentales, malgré les limitations de ce type d'éléments. Les prédictions numériques seront comparées à des résultats expérimentaux obtenus aussi dans le cadre de cette thèse, en développant un dispositif de sertissage spécifique, pour deux matériaux.

Le premier chapitre de cette étude est consacré à la présentation du procédé de sertissage, à ses principales caractéristiques et à ses défauts inhérents. Les deux technologies de sertissage seront ensuite présentées, à savoir, le sertissage classique et le sertissage par roulage. L'utilisation de cette dernière technologie est très récente et le retour d'expérience la concernant est, pour le moment, faible et laisse de nombreuses interrogations quant au comportement de la tôle. Ce chapitre présente également un état de l'art des études antérieures sur le sertissage.

Dans le deuxième chapitre, le comportement mécanique des matériaux est caractérisé expérimentalement. Il s'agit d'un alliage d'aluminium A6016 et d'un acier à bake-hardening E220BH, représentatifs des nuances couramment utilisées dans l'automobile pour les pièces de peau. Ce travail se concentre sur la représentation du comportement des différents matériaux étudiés dans une démarche de type phénoménologique et on se limitera à l'étude sur des lois de comportement disponibles dans le logiciel de calcul sélectionné. L'étude s'attachera particulièrement à la détermination des paramètres matériaux d'une loi de comportement élastoviscoplastique avec des critères de plasticité isotrope et anisotrope couplés à un écrouissage isotrope et mixte, afin de déterminer leur pertinence sur les résultats de la simulation numérique. Pour la caractérisation de ces lois, une campagne d'essais a été mise en place incluant des essais avec chargement alterné, afin de caractériser l'effet Bauschinger de chacune des nuances.

Le troisième chapitre est consacré à l'obtention d'une base expérimentale pour valider les simulations numériques, avec la conception d'un dispositif spécifique de laboratoire. L'accent est porté sur la mise en place d'essais complétant la base de données actuelle sur des géométries plus complexes, combinant des galbes et des rayons de courbure dans le plan. Ces éprouvettes devront être préalablement déformées par un procédé semblable à l'emboutissage afin d'obtenir une histoire des déformations équivalente. Un dispositif a été conçu pour le sertissage des éprouvettes avec le procédé classique mais également par roulage. Des mesures sur éprouvettes après chaque étape de mise en forme seront réalisées afin d'obtenir une base de données expérimentales à confronter aux simulations numériques. Des essais sur éprouvettes n'ayant, à notre connaissance, jamais été réalisés par roulage, ils permettront également une meilleure compréhension des mécanismes mis en jeu. Le nombre de géométries étudiées permet de déterminer l'influence de chacun des paramètres géométriques (rayon de galbe, rayon de courbure dans le plan) sur les résultats en terme d'effort et d'enroulement.

Le quatrième chapitre présente la modélisation du procédé de sertissage classique qui a été réalisée avec le logiciel Pamstamp2G[®] afin de déterminer l'influence des lois de comportement (critère de plasticité et lois d'écrouissage) sur les résultats de la simulation numérique. Deux types de géométries sont étudiées : des géométries planes et des géométries galbées qui intègrent une histoire des déformations du matériau avant l'opération de tombage. L'objectif est de montrer la pertinence de la simulation numérique sur différentes géométries d'éprouvettes dont certaines obtenues par mise en forme en amont du sertissage.

Le cinquième chapitre est orienté sur le développement d'un outil numérique pour la modélisation du sertissage par roulage. Cette étude porte sur la recherche d'une modélisation numérique permettant de prédire la trajectoire du galet dans les codes industriels : en effet, les logiciels de simulation numérique dédiés à l'emboutissage ne sont pas adaptés à la modélisation des mouvements d'outils complexes de ce type. La simulation des éprouvettes planes et

galbées permet de montrer la faisabilité de ces modélisations et de calibrer certains paramètres importants de la mise en données.

Enfin, le dernier chapitre présente les travaux qui ont permis de proposer un critère de sertissabilité. En sertissage, la déformation plastique équivalente atteint localement des valeurs entre 0.8 et 1.0 dans la zone pliée et des fissures peuvent apparaître pour l'alliage d'aluminium. Une loi de comportement qui prend en compte l'endommagement ductile (modèle de type Gurson) a été identifiée à l'aide d'essais de traction uniaxiale sur des éprouvettes droites et entaillées et sur des essais d'expansion biaxiale. Des essais expérimentaux représentatifs du procédé de sertissage ont permis de quantifier expérimentalement cet endommagement sur la zone pliée et leur modélisation numérique, afin de déterminer un critère limite de sertissabilité.

Chapitre 1

Les procédés de sertissage

1.1 Le principe du procédé de sertissage

Le sertissage est un procédé d'assemblage qui consiste à rabattre le bord d'une pièce appelée la **peau** contre celui d'une autre, appelée la **doublure**. Cette méthode d'assemblage est largement utilisée dans l'industrie automobile pour les tôles constituant les « **ouvrants** » du véhicule (portières, capots, coffres, toits ouvrants, etc.) dont certains sont présentés sur la figure 1.1. Ce procédé est une alternative aux techniques classiques d'assemblage, comme le soudage, permettant d'éviter les défauts d'aspect inacceptables sur les surfaces visibles du véhicule. L'influence cruciale du sertissage sur la qualité finale du produit a poussé les constructeurs à s'y intéresser fortement au cours de ces dernières années. Réalisé jusqu'à présent empiriquement, la priorité est désormais de maîtriser ce procédé grâce à des outils numériques afin de réduire les défauts d'aspect et réduire ainsi le temps de mise au point des outils pour une production d'assemblages satisfaisant l'exigence de qualité.

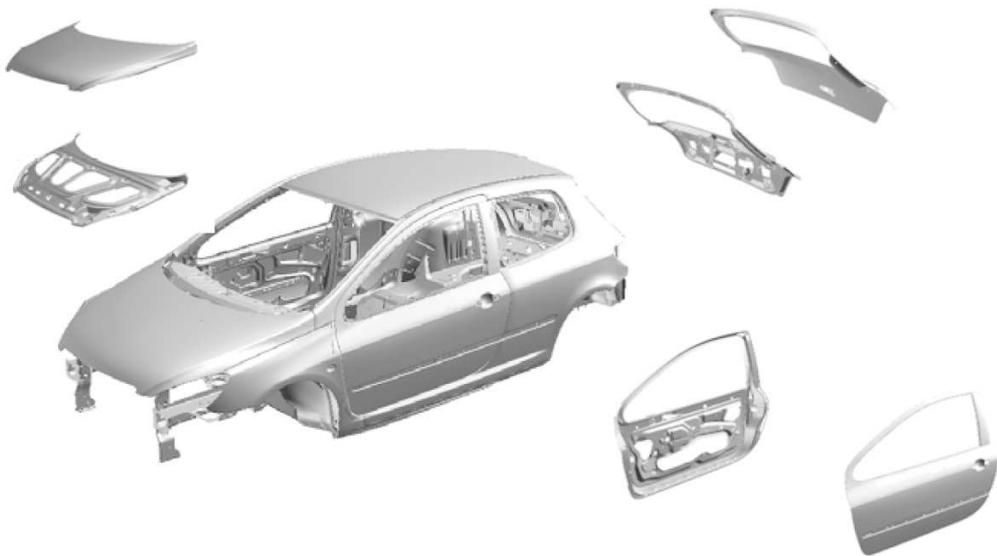


FIG. 1.1 – Exemples d'ouvrants sur un véhicule qui sont assemblés par sertissage.

Dans le domaine industriel, l'opération de sertissage est généralement décomposée en trois opérations : le **tombage de bord**, le **présertissage** et le **sertissage** (Figure 1.2). Le tombage de bord est réalisé lors de l'opération d'emboutissage et consiste au pliage du bord de la tôle à environ 90° . Le présertissage est réalisé après l'opération de « **mariage** » (mise en place de la doublure sur la peau) et accentue l'angle de pliage de la tôle jusqu'à environ 135° afin de préparer l'opération suivante. Finalement, l'outil de sertissage rabat la peau sur la doublure.

Ce type d'assemblage est aussi bien employé pour les ouvrants en acier que pour ceux en aluminium. Un **bord serti** est cependant moins résistant qu'un joint soudé, c'est pourquoi on dépose au préalable un adhésif sur les tôles afin de renforcer la pièce finale assemblée. L'influence de cet adhésif ne sera pas prise en compte dans cette étude car on s'intéresse surtout au comportement du matériau métallique et à l'aspect de la zone pliée et non à la tenue de l'assemblage.

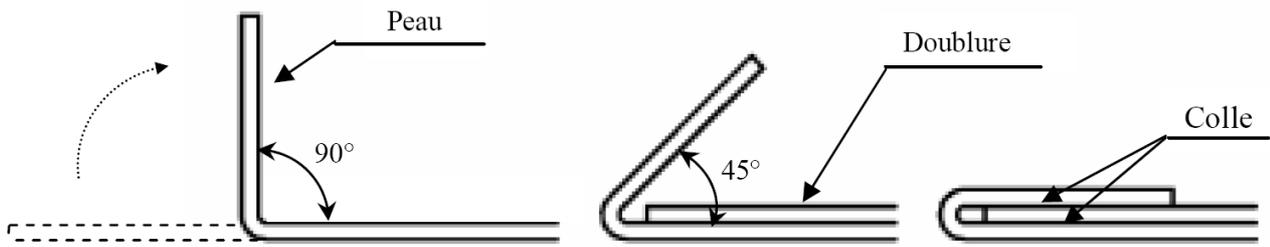


FIG. 1.2 – Opérations de tombage, de présertissage et de sertissage des tôles métalliques.

Plusieurs types de procédés de sertissage existent selon l'emplacement de la zone à sertir sur les ouvrants (Figure 1.3). Utilisé par défaut, le **sertissage « à plat »** est celui permettant d'obtenir un solide maintien de la doublure. C'est la technique qui sera principalement étudiée ici, mais les résultats obtenus peuvent être transposés pour les autres techniques. Pour les parties visibles par l'automobiliste (vue sur le capot à travers le pare-brise avant, par exemple), le **sertissage « goutte d'eau »** est préféré. Le rôle de maintien de la doublure n'est que faiblement assuré mais la géométrie de la zone pliée permet une esthétique plus agréable. On valorisera également cette géométrie ainsi que celle du **sertissage « dépincé »** afin de contrer l'éventuelle apparition d'endommagement sur la zone pliée dans le cas des alliages d'aluminium. La zone pliée n'étant pas écrasée par la lame de sertissage, les déformations plastiques sont plus faibles que pour le serti à plat et permettent de limiter le risque d'apparition de fissures.

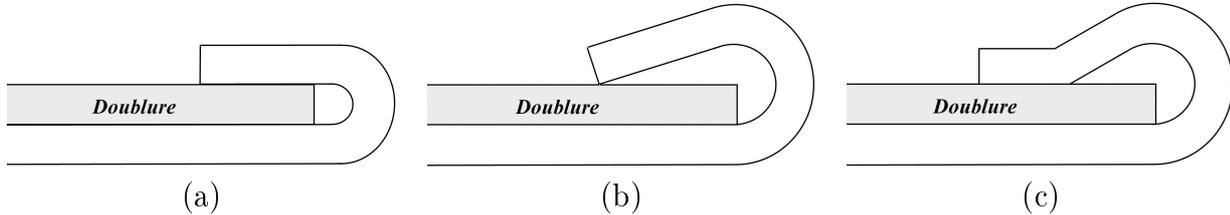


FIG. 1.3 – Schématisation des différentes géométries de sertissage existantes : a) serti à plat, b) serti dépincé et c) serti goutte d'eau.

Le procédé de sertissage va générer une modification des dimensions finales de l'assemblage qui est difficile à anticiper. Ce phénomène, appelé **enroulement**, n'est pas considéré comme un défaut puisqu'il modifie peu l'esthétique du véhicule. Cette réduction dimensionnelle, qui a lieu entre la phase de tombage et de présertissage, puis entre la phase de présertissage et de sertissage (Figure 1.4-(a)), peut modifier les jeux d'affleurement de la porte et du coté de caisse, par exemple (Figure 1.4-(b)). L'amplitude de ce phénomène est différente selon les techniques de sertissage utilisées et les géométries à sertir, mais il est généralement de l'ordre de l'épaisseur de la tôle.

1.2 Les défauts inhérents au sertissage

Il existe néanmoins des défauts tels que le **défaut de ligne en creux** ou le **défaut de déflexion** qui nuisent à l'esthétique du véhicule (Figure 1.5). Ces défauts existent pour les différentes technologies de sertissage. Il s'agit de défauts d'aspect qui sont difficilement

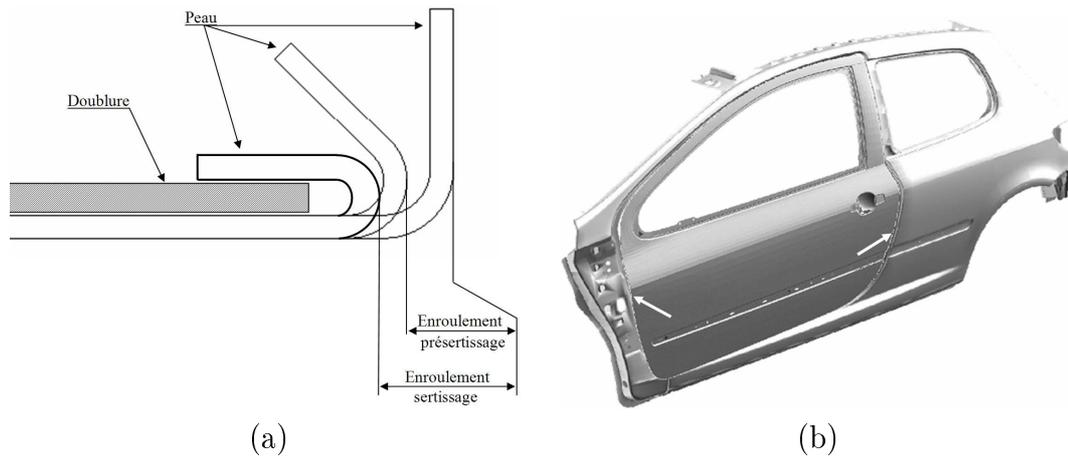


FIG. 1.4 – a) Schématisation de la variation de dimensions (enroulement) au cours du sertissage et b) présentation des affleurements entre une portière et son coté de caisse.

repérables à l'œil nu ; on considère souvent ce défaut comme non acceptable lorsque que sa valeur atteint 0.05 mm puisqu'il sera visible après la cataphorèse et l'application de la peinture. En effet, le changement de courbure généré sera amplifié par la réflexion de la lumière naturelle. On caractérise généralement ce défaut par une mesure de sa profondeur ainsi que son angle de déflexion [2, 3]. Une analyse du moment de flexion au voisinage de la zone pliée a montré que le moment de flexion change de signe à la fin de la descente de l'outil [4].

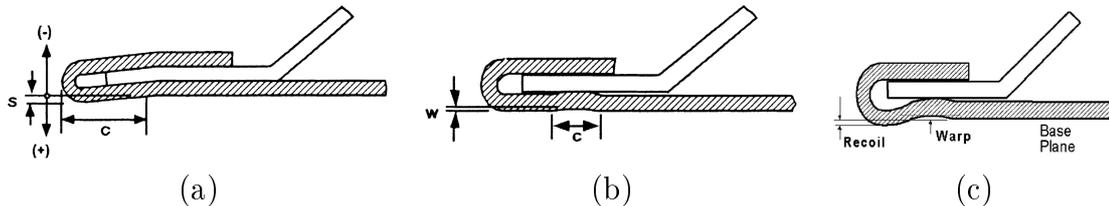


FIG. 1.5 – a) Schématisation du défaut de déflexion ; b) de ligne en creux [2] ; c) combinaison des deux [5].

Les alliages d'aluminium présentent un risque d'apparition d'endommagement dans la zone pliée lié à une ductilité moins importante que celle des aciers (Figure 1.6). Les simulations numériques montrent souvent que la déformation plastique équivalente peut atteindre 0.8 ou plus à la fin du sertissage. Ces fortes déformations donnent lieu à un effet « **peau d'orange** » et à l'apparition de fissures [6]. Ce phénomène est difficilement prévisible puisqu'il est dépendant de l'état de déformation précédant les opérations de présertissage et de sertissage. Pour limiter son risque d'apparition, on utilise généralement un rayon de tombage de 2 mm pour les alliages d'aluminium et de 0.5 mm pour les aciers.

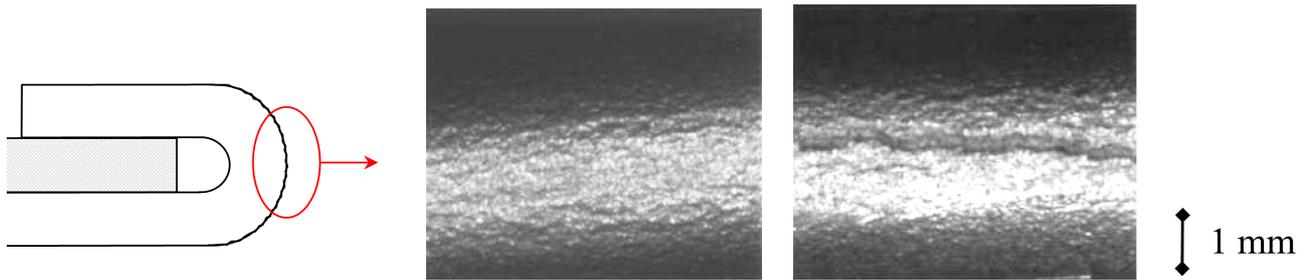


FIG. 1.6 – Photographies des deux types d'endommagement que l'on peut rencontrer dans la zone pliée (à gauche : aspect « peau d'orange », à droite : fissure macroscopique) [6].

1.3 Opérations de mise en forme avant le sertissage

1.3.1 Le procédé d'emboutissage

La géométrie de chacune des parties de l'ouvrant est obtenue par emboutissage [7, 8, 9]. Il s'agit d'un procédé de mise en forme qui permet d'obtenir, à partir d'une tôle plane et mince, une forme non développable. Le principe de ce procédé est fondé sur la déformation plastique du matériau, déformation en traction ou en rétreint, pour obtenir la forme désirée. L'emboutissage se pratique à l'aide de presses à emboutir de forte puissance munies d'outillages spéciaux qui comportent trois pièces : une matrice, un serre-flan et un poinçon. Le principe du procédé d'emboutissage est schématisé sur la figure 1.7. Dans le cas des ouvrants automobiles, la géométrie finale de la pièce que l'on souhaite obtenir est déterminée par le design en ce qui concerne la partie extérieure de l'ouvrant (peau) et par une structure suffisamment rigidifiante et permettant le garnissage intérieur en ce qui concerne la doublure. Selon la profondeur de la pièce, les trajets de déformation imposés à la tôle, son épaisseur, etc., ce procédé peut générer des déformations plastiques importantes qui pourront favoriser l'apparition de l'endommagement lors du sertissage.

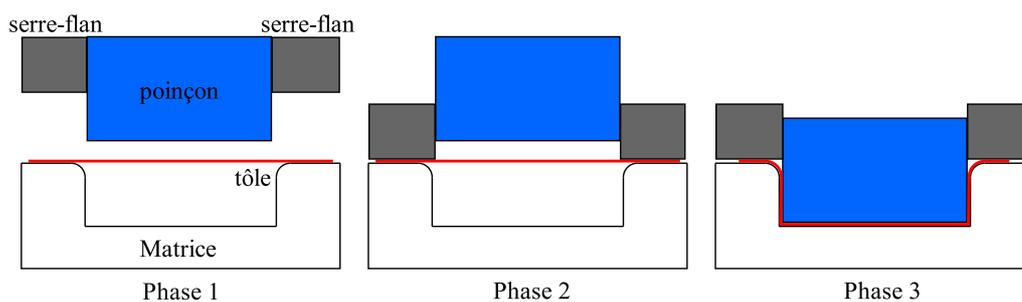


FIG. 1.7 – Opération d'emboutissage double-effet. Phase 1 : Poinçon et serre-flan sont relevés, la tôle est posée sur la matrice. Phase 2 : Le serre-flan est descendu et vient appliquer une pression déterminée pour maintenir la tôle. Phase 3 : Le poinçon déforme la tôle en l'entraînant contre le fond de la matrice. Par la suite, les outils sont enlevés et la pièce conserve la forme acquise au retour élastique près.

Après l'emboutissage vient le détourage de la pièce : il s'agit d'une opération consistant à découper l'excédent de tôle d'une pièce emboutie à l'aide d'un poinçon.

1.3.2 Le tombage de bord

Avant les opérations de présertissage et de sertissage, il est nécessaire d'incliner les bords de la pièce destinés à être sertis, jusqu'à un angle d'environ 90° . Le tombage de bord est une opération importante puisque le choix des paramètres géométriques comme le rayon de tombage, R_t , la hauteur de bord H_t ainsi que l'angle de tombage du bord droit avant retour élastique α_t , déterminera en partie la géométrie finale de l'assemblage (Figure 1.8). L'angle théorique de 90° peut en réalité varier entre environ 45° et 130° selon les besoins du mariage et de la limitation du nombre d'outils de tombage. L'angle de retour élastique du bord de la tôle après tombage va dépendre de ces paramètres géométriques.

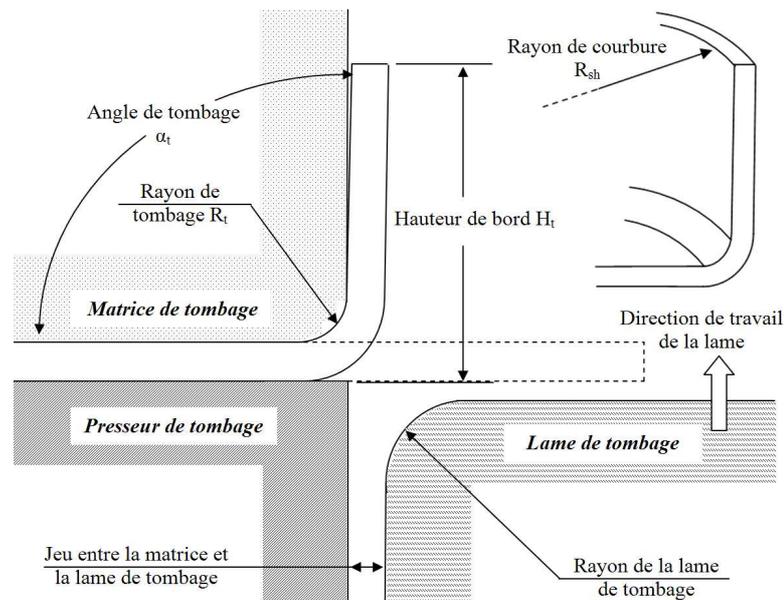


FIG. 1.8 – Schématisation de l'étape de tombage et définition des paramètres géométriques importants.

L'allure de la courbe force-déplacement caractéristique du tombage de bord est présentée figure 1.9. La zone 1 correspond au pliage de la tôle contre le rayon de la matrice de tombage. La diminution de l'effort dans la zone 2 est liée au rapprochement du bord tombé contre la matrice. Finalement la zone 3 présente un effort non nul lié au frottement entre la lame et la tôle.

La valeur du rayon de tombage R_t est généralement faible pour limiter ainsi le risque d'apparition de défauts. L'influence de H_t et du rayon de courbure du bord R_{sh} (appelée par la suite R_p) a déjà été étudiée dans [3] : l'augmentation de H_t fait croître la surface de contact entre la lame et la tôle et donc l'effort de tombage (Figure 1.10). La diminution du rayon R_p augmente de façon significative l'effort de tombage à cause de l'état de compression circonférentielle qui s'oppose à la déformation plastique de la tôle. L'augmentation de R_t aggrave le défaut de ligne en creux [2]. Une étude sur des éprouvettes planes à bord droit [10] montre que l'augmentation de la hauteur de bord diminue l'enroulement. Cette tendance a d'ailleurs été confirmée par [11] au centre d'éprouvettes planes présentant un rayon de courbure. Cette étude montre également que l'augmentation de H_t diminue l'amplitude du défaut de ligne en creux, contrairement à l'augmentation du paramètre R_p , qui le fait croître. D'autre part, l'augmentation de la hauteur de bord ainsi que de la courbure du bord en rétreint favorise l'apparition des plis sur le bord de la tôle [5].

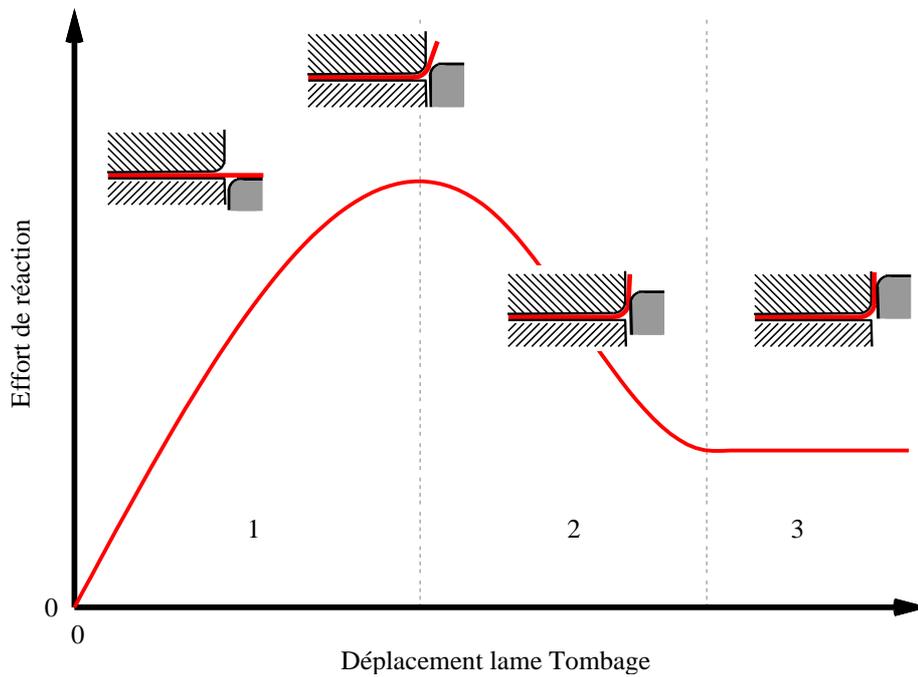


FIG. 1.9 – Évolution caractéristique de l'effort de tombage en fonction du déplacement de la lame.

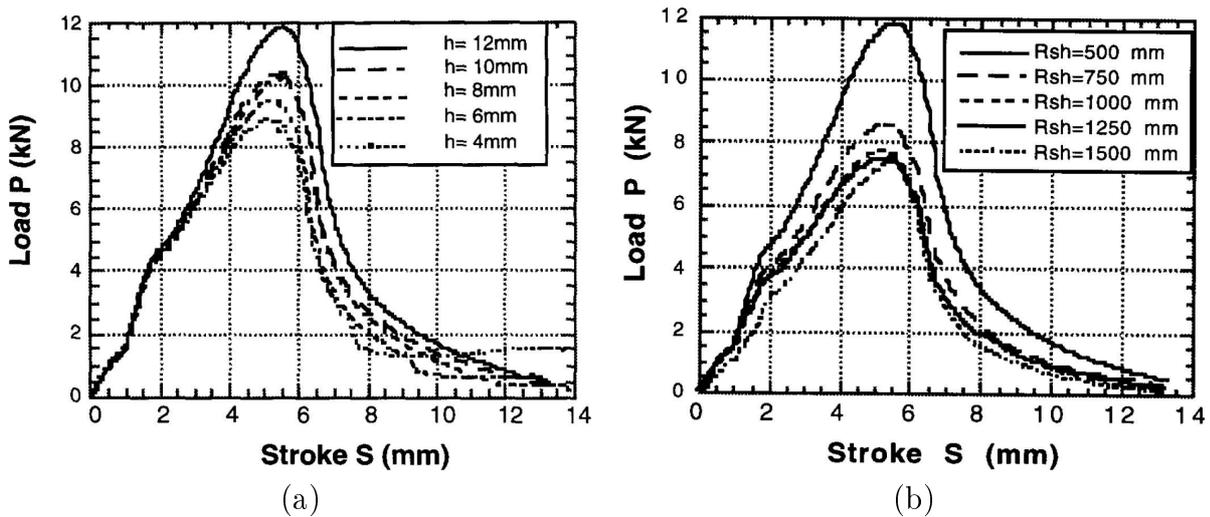


FIG. 1.10 – Évolution de l'effort de tombage en fonction du déplacement de la lame pour a) différentes hauteurs de bord h et b) valeurs du rayon de courbure dans le plan R_p [3].

1.4 Les principales technologies de sertissage

Il existe deux principales technologies de sertissage industriel, le procédé de **sertissage classique**, appelé également en « **table ouverte** » et le procédé de **sertissage par roulage** qui sont détaillées dans cette partie. Chacune de ces technologies est capable de réaliser les différentes géométries de sertissage des ouvrants, présentées sur la figure 1.3.

1.4.1 Le sertissage classique

Cette première technique utilise des unités de sertissage placées tout autour de l'ouvrant. Les lames de présertissage, puis de sertissage, viennent simultanément assembler l'ouvrant. L'avantage de cette méthode est la rapidité d'exécution qui permet d'obtenir un temps de cycle très court. La réalisation d'un outillage robuste (matrice, presseur, etc.) est nécessaire pour contrer les efforts élevés de réaction de la tôle. La figure 1.11 montre un exemple de sertissage industriel sur un capot. Dans ce cas, les bords à sertir sont très longs et nécessitent un outillage de dimensions importantes.

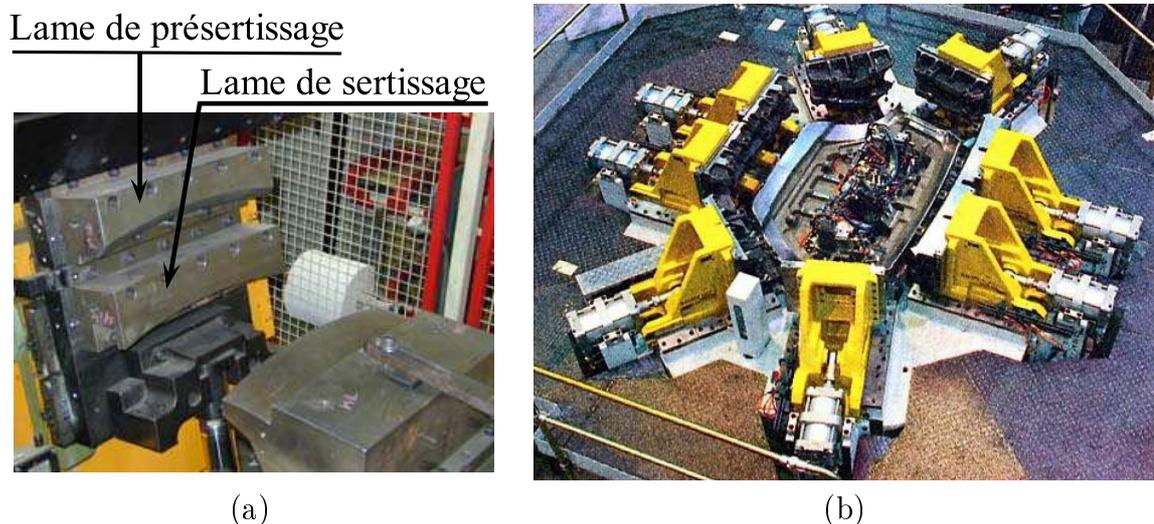


FIG. 1.11 – a) Moyens d'essais utilisés par PSA Peugeot Citroën (*entité MXP*) pour le sertissage des éprouvettes planes [6] et b) photographie d'un moyen industriel de sertissage table ouverte utilisé pour assembler un capot avec une longueur de bord à sertir de l'ordre de 1000 mm.

L'étape de présertissage consiste à utiliser un outil dont la surface de contact est inclinée à 45° par rapport à la surface à présertir. Cet outil se déplace verticalement pour rabattre le bord à 90° obtenu lors du tombage jusqu'à un angle de 45° après retour élastique de la tôle. Le présertissage est sans doute l'étape la plus importante du procédé car il semble être responsable de la plupart des défauts présents en fin de sertissage. Pour obtenir un angle de 45° après retrait de la lame, il est nécessaire d'écraser la zone pliée pour augmenter l'angle d'inclinaison de la tôle (Figure 1.12).

La figure 1.13 présente l'évolution caractéristique des efforts vertical et horizontal à la tôle sur la lame de présertissage. Le rapport de l'effort vertical sur l'effort horizontal dépend du coefficient de frottement de la lame sur la tôle [6]. La première montée de l'effort dans la zone 1 est liée à la force nécessaire pour incliner le bord à 90° après le retour élastique de la phase

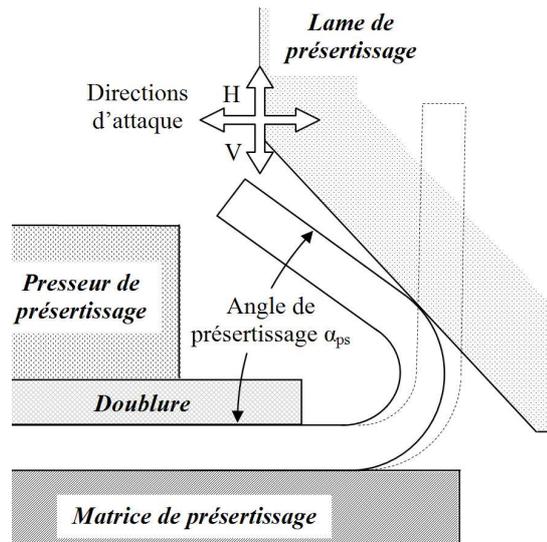


FIG. 1.12 – Schématisation de l'étape de présertissage.

de tombage. La diminution de l'effort dans la zone 2 est due à la flexion du bord autour de la rotule plastique formée au niveau du rayon de tombage. Finalement, pour obtenir un angle de 45° après retour élastique, la lame appuie uniquement sur la zone pliée ce qui provoque une montée importante de l'effort dans la zone 3.

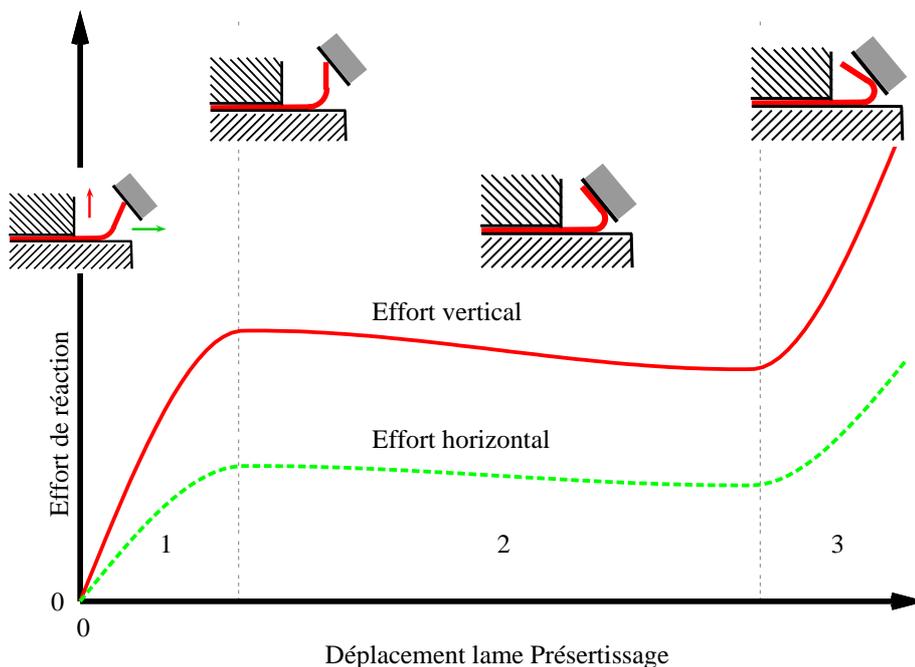


FIG. 1.13 – Évolution caractéristique de l'effort de présertissage en fonction du déplacement de la lame.

L'étape de sertissage est réalisée à l'aide d'une lame dont la surface de contact est parallèle à la surface de la matrice. L'outil plie le bord du flan incliné à 45° après l'opération de présertissage pour le rabattre contre la doublure. Le déplacement final imposé à cet outil va contrôler l'épaisseur finale de l'assemblage (Figure 1.14-(a)). Sans considération de la colle, la valeur de cette

épaisseur est généralement égale à deux fois l'épaisseur de la peau plus celle de la doublure.

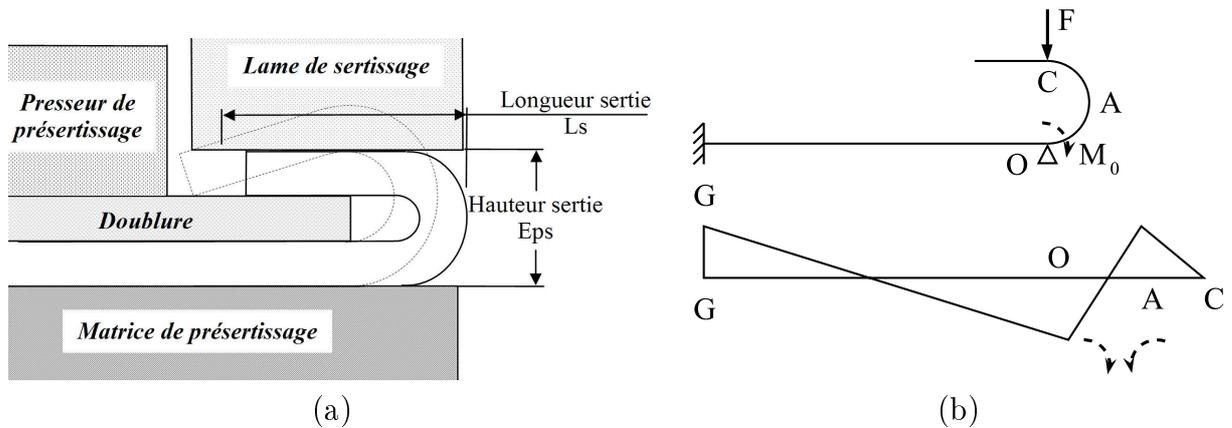


FIG. 1.14 – a) Schématisation de l'étape de sertissage et b) illustration du diagramme du moment de flexion lors de la phase de sertissage, extrait de [4].

L'évolution caractéristique de l'effort vertical est identique au cas du présertissage (Figure 1.15). La première montée de l'effort est due à l'inclinaison de la tôle à 45° après le retour élastique du présertissage. L'augmentation de la distance entre le point d'application de la force et la zone pliée conduit à une diminution de l'effort pour plier la tôle dans la zone 2. Finalement, la lame appuie fortement sur la zone pliée de manière à obtenir l'épaisseur souhaitée de l'assemblage, ce qui provoque une montée de l'effort importante dans la zone 3. La rigidité de la doublure va alors favoriser une inversion du moment de flexion qui provoque le « déroulement » de la tôle (Figure 1.14-(b)) ainsi que le changement de signe de l'effort horizontal.

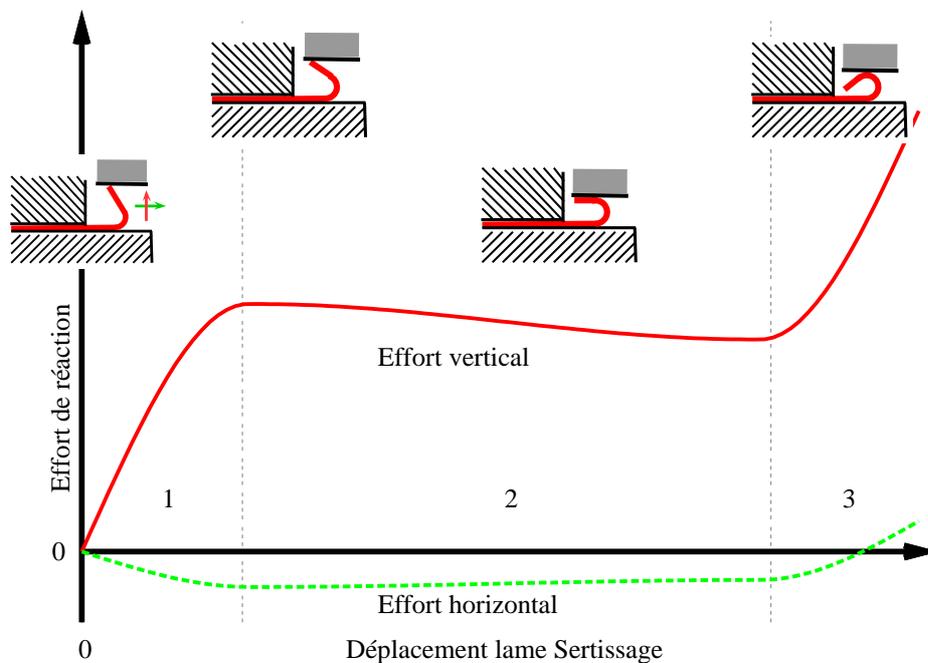


FIG. 1.15 – Évolution caractéristique de l'effort de sertissage en fonction du déplacement de la lame.

1.4.2 Le sertissage par roulage

La seconde technique utilise un galet guidé par un robot de manipulation le long de la ligne de sertissage (Figure 1.16-(a)). L'inclinaison de la tête du robot change entre l'opération de présertissage et de sertissage. Le galet, qui est libre en rotation autour de son axe de révolution, présertit, puis sertit progressivement le bord tombé de l'ouvrant (Figure 1.16-(b)). L'avantage de cette méthode est l'utilisation d'outillages relativement légers qui peuvent être utilisés en prototype pour la mise au point, puis en série. Sans prendre en compte l'investissement du robot, qui est réutilisable d'un projet à l'autre, le coût de revient de cette méthode est très faible. Les défauts majeurs sont le temps de cycle élevé et la difficulté de sertissage des géométries complexes. Le temps de mise au point est également plus rapide que pour le sertissage classique puisque le programmeur modifie uniquement la trajectoire du galet localement, dans la zone qui pose problème (plis, enroulement important, etc.).

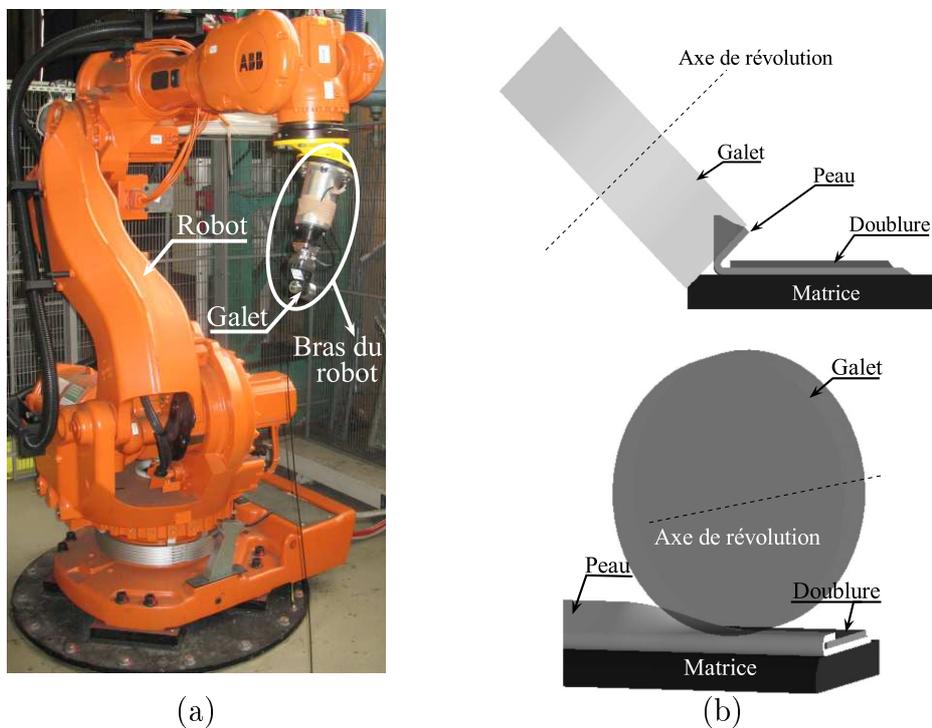


FIG. 1.16 – a) Robot de manipulation et bras utilisés par PSA Peugeot Citroën (*entité MXP*) pour le sertissage par roulage et b) représentation du présertissage et du sertissage par roulage.

Sa grande flexibilité, en raison de l'absence d'outillage spécialement conçu pour l'ouvrant à sertir, rend son utilisation de plus en plus courante dans les projets automobiles. Les constructeurs automobiles s'intéressent donc à la simulation numérique de ce procédé pour anticiper les principaux défauts d'aspect. Du fait du pliage localisé de la tôle, une vague se forme à l'avant du galet. Ce phénomène va créer des plis sur le bord en fonction des géométries rencontrées (états de compression ou de traction circonférentielle liés à la combinaison de galbes et de rayons dans le plan). Cette technique de sertissage est donc plus sensible au design de l'ouvrant et provoque des plis dont l'amplitude et le nombre sont très difficilement prévisibles avant les premiers essais de prototypes à l'atelier. Le choix du diamètre du galet à utiliser est un compromis entre la vitesse de mise en forme et le passage dans les petits rayons de galbe.

1.5 Etudes antérieures sur le sertissage

Le procédé de sertissage a été assez peu étudié dans le milieu scientifique en comparaison des études menées sur le procédé d'emboutissage. Cela peut s'expliquer par le fait que le procédé de sertissage est une opération finale et localisée, dont la qualité des résultats numériques sera fortement dépendante des opérations précédentes. L'accent était donc principalement porté sur l'amélioration de la simulation du procédé d'emboutissage. Jusqu'à présent, le procédé de sertissage classique a été le plus étudié car il s'agissait de la technologie utilisée majoritairement par les constructeurs automobiles pour assurer des cadences importantes. Les études antérieures sur le sertissage concernent donc uniquement cette technologie.

La présentation de l'ensemble des travaux réalisés sur le sertissage est scindée en deux parties : une partie expérimentale, qui présente les essais réalisés sur des éprouvettes de laboratoire afin de déterminer principalement les paramètres influençant l'enroulement ou les défauts d'aspect et une partie consacrée aux principaux travaux sur la simulation numérique du procédé de sertissage.

1.5.1 Les essais représentatifs du procédé

Plusieurs études ont été réalisées sur des éprouvettes de géométries variées. Il s'agit de géométries simples, représentatives des géométries locales des ouvrants automobiles (Tableau 1.1). Chacune de ces géométries va générer différents états de traction et de compression suivant l'orientation et l'amplitude des rayons de courbure et de galbe (Figure 1.17). Dans le cas des rayons de courbure dans le plan R_p (Figure 1.17-(a)), on retrouve des bords rectilignes générant des états de déformations planes, des bords en allongement ($B > A$) générant des états de traction circonférentielle lors de l'opération de tombage, ainsi que des bords en rétreint ($D < C$) générant des états de compression circonférentielle. Les rayons de galbe R_g (Figure 1.17-(b)) présentent les mêmes phénomènes, en fonction de leur orientation.

TAB. 1.1 – Classification des géométries simples découplées correspondant aux géométries locales que l'on peut retrouver sur un ouvrant automobile, extrait de [12].

		EDGE		
		Convex	Straight	Concave
SURFACE	Convex			
	Straight			
	Concave			

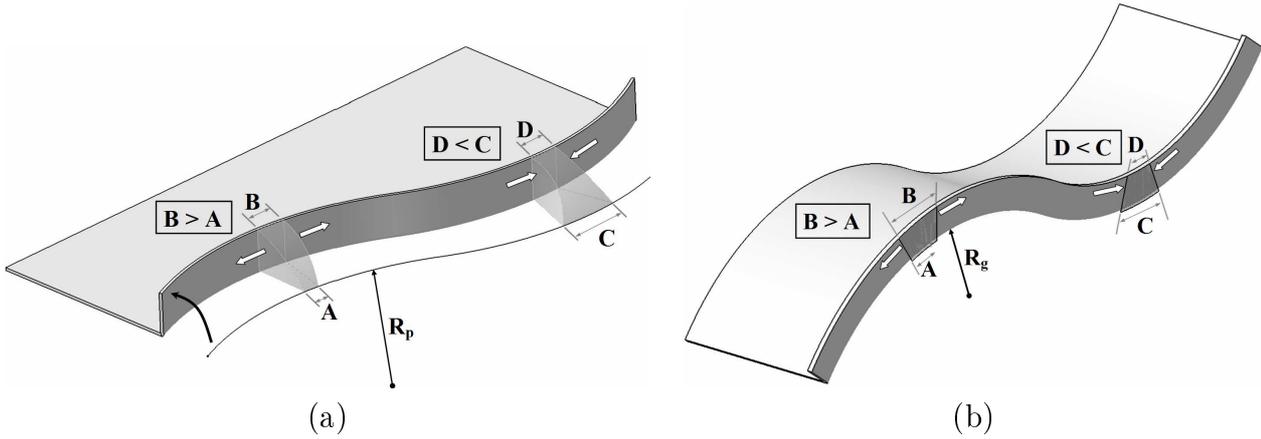
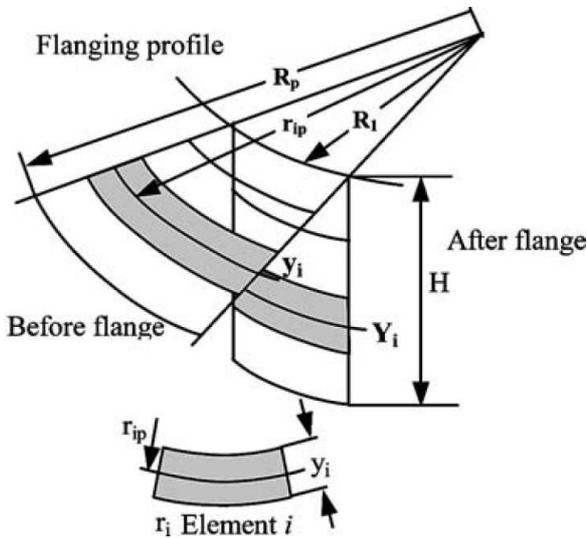


FIG. 1.17 – Schémas des effets de compression et de traction liés a) au rayon dans le plan R_p et b) au rayon de galbe R_g .

Hu et al. [13] ont montré à partir d'une étude analytique qu'il est possible de déterminer les déformations circonférentielles $\varepsilon_{\theta\theta}$ et radiales ε_{rr} générées par le rayon de courbure dans le plan (Figure 1.18). Lorsque ce rayon de courbure est trop important par rapport à la hauteur de bord désirée, on peut obtenir l'apparition de plis [11]. A l'aide d'essais sur différentes éprouvettes possédant des rayons de courbure en rétreint et différentes hauteurs de bord, Livatyali et al. [5] ont montré que le risque d'apparition des plis est accentué pour un rapport $H_t/R_p > 0.04$, ce qui correspond à une déformation circonférentielle $\varepsilon_{\theta\theta}$ voisine de 0.05. Cet état de compression circonférentielle peut augmenter les efforts de réaction sur les lames de présertissage et de sertissage.



$$\varepsilon_{\theta\theta} \quad (\text{max.}) = \ln \left(\frac{R_1}{R_p} \right)$$

et

$$\varepsilon_{rr} = \frac{R(\alpha)}{R(\alpha)+1} \varepsilon_{\theta\theta} \quad (\text{bord en allongement})$$

$$\varepsilon_{rr} = -\frac{R(\alpha)}{R(\alpha)+1} \varepsilon_{\theta\theta} \quad (\text{bord en rétreint})$$

avec

$$R(\alpha) = \frac{r_0 r_{90} + [(r_0 + r_{90}) 2r_{45} - 4r_0 r_{90}] \sin^2 \alpha \cos^2 \alpha}{r_0 \sin^2 \alpha + r_{90} \cos^2 \alpha}$$

FIG. 1.18 – Calcul des déformations circonférentielles $\varepsilon_{\theta\theta}$ et radiales ε_{rr} générées par le rayon de courbure, d'après [13]. $R(\alpha)$ est le coefficient d'anisotropie dans une direction α quelconque.

La plupart des publications scientifiques sont consacrées aux éprouvettes planes avec un rayon dans le plan infini. Ce type de géométrie conduit à des essais plus simples à mettre en place que

pour des éprouvettes galbées car le positionnement des éprouvettes dans les outils est facilité. De plus, l'hypothèse des déformations et des contraintes planes peut être adoptée en fonction de la largeur de l'éprouvette lors de la modélisation du procédé par éléments finis. Livatyali et al. [14] ont montré expérimentalement qu'un effort de serrage important de l'éprouvette à l'aide d'un serre-flan diminue l'amplitude du retour élastique à la fin de la mise en forme après l'ouverture des outils. L'influence de la direction d'attaque de la lame de présertissage (Figure 1.12) a aussi été étudiée dans [2] : une attaque horizontale engendre une diminution de l'effort de présertissage mais augmente le risque d'apparition des défauts liés à une déflexion plus importante de la peau sur la matrice.

Un plan d'expériences sur des éprouvettes combinant des galbes et des bords courbes a été réalisée dans [12], afin d'établir des formules analytiques pour la détermination des valeurs de l'enroulement, des efforts, du retour élastique des bords ou encore du défaut de ligne en creux, en fonction des paramètres du procédé. L'opération de mise en forme utilisée pour obtenir le galbe de l'éprouvette se rapproche plutôt d'un procédé de cintrage qui ne semble pas vraiment représentatif du procédé d'emboutissage. En effet, ce procédé génère des déformations plastiques moins importantes que lors de l'emboutissage et ne peut reproduire des galbes aussi importants car l'écoulement de la tôle sous les outils, qui n'est pas contrôlé par un serre-flan, favorise l'apparition de plis. De plus, leurs résultats représentent une valeur moyenne de l'enroulement sur tout le bord serti puisqu'une géométrie possédant, par exemple, un rayon de courbure dans le plan en rétreint présente une évolution variable de l'enroulement [11] (Figure 1.19).

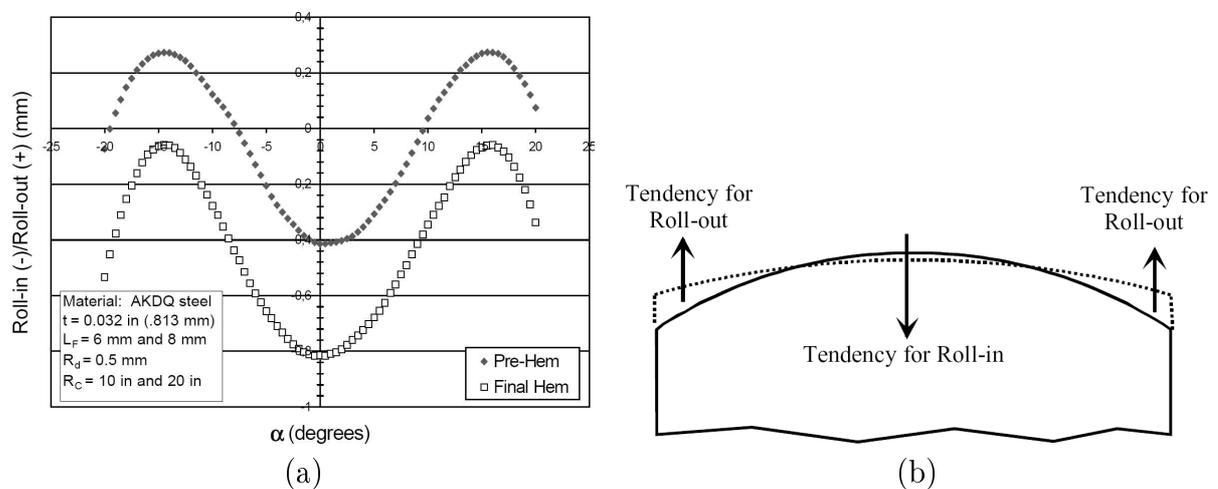


FIG. 1.19 – Évolution de l'enroulement au présertissage et au sertissage sur une éprouvette avec a) un bord en rétreint et b) schématisation de cette tendance sur la géométrie de l'éprouvette étudiée, d'après [11].

Finalement, C. Lange [6] s'est intéressé à l'étude du frottement tôle/lames dans le cas du sertissage classique pour trois géométries différentes de rayon de courbure dans le plan d'éprouvettes planes : un rayon en rétreint, un en allongement et un bord droit. Ces géométries sont détaillées dans le chapitre 3. Le modèle de frottement choisi est celui de Coulomb. Le frottement f entre les lames et la peau est défini comme le rapport entre la force tangentielle T et la force normale N s'appliquant localement au point de contact en condition de glissement. En enregistrant

les efforts sur les lames en cours d'essais, l'évolution du coefficient de frottement apparent en fonction des efforts verticaux et horizontaux (Figures 1.13 et 1.15) peut être obtenue avec les relations suivantes :

$$f_{\text{presertissage}}^{\text{app}} = \left| \frac{T}{N} \right| = \left| \frac{F_{\text{horizontal}} - F_{\text{vertical}}}{F_{\text{horizontal}} + F_{\text{vertical}}} \right| \quad \text{et} \quad f_{\text{sertissage}}^{\text{app}} = \left| \frac{T}{N} \right| = \left| \frac{F_{\text{horizontal}}}{F_{\text{vertical}}} \right| \quad (1.1)$$

Les coefficients de frottement déduits pour un acier E220BH et un alliage d'aluminium A6016, sur des éprouvettes planes à bord droit, est égal à 0.19 lors du présertissage pour les deux nuances et à, respectivement, 0.18 et 0.16 pour l'aluminium et l'acier lors du sertissage.

1.5.2 La modélisation numérique du sertissage

Livatyali et al. [2] ont analysé le résultat de la simulation numérique de pièces à bords rectilignes à l'aide des codes Deform et Abaqus[®] avec schéma de résolution implicite et des lois de comportement avec écrouissage isotrope. Les défauts de ligne en creux sont prédits de façon satisfaisante avec toutefois des écarts significatifs sur la valeur de l'enroulement de l'ordre de 25% par rapport aux résultats expérimentaux. Ce problème est lié à la modélisation de la doublure à l'aide d'un corps indéformable qui accentue l'enroulement de la peau car la prise en compte de sa propre flexion joue un rôle important sur l'évolution de ce paramètre géométrique [15].

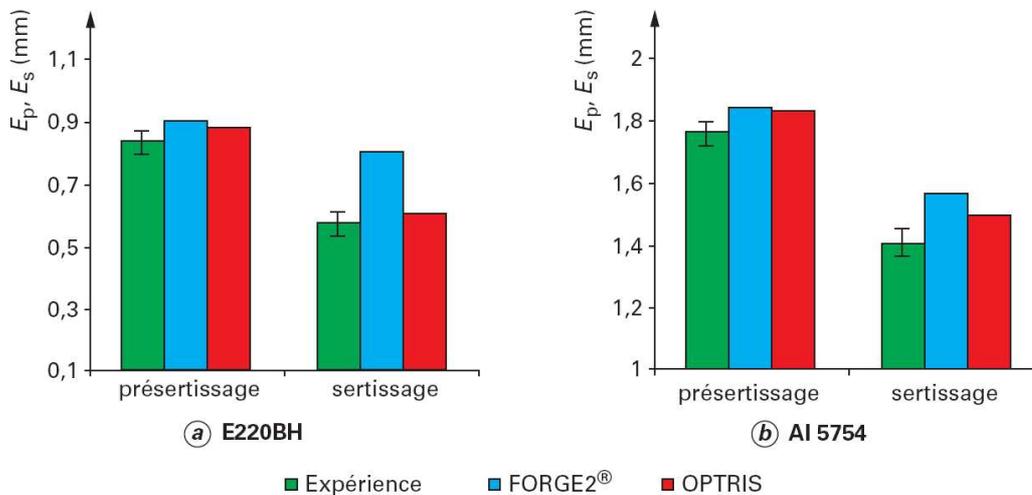


FIG. 1.20 – Enroulements calculés par les différents codes de calcul et comparés aux essais, d'après [6].

Sigvant [16, 17] a étudié le sertissage d'une éprouvette plane à bord droit et a appliqué ces résultats au sertissage d'un ouvrant automobile (études menées au sein de Volvo Car Corporation). Il s'agit d'une technique de sertissage différente de celle présentée dans cette étude (utilisation d'une géométrie de lame en forme de doigt) mais les résultats sont transposables à notre cas. Le capot étudié est en alliage d'aluminium et présente des combinaisons de galbes et de rayons de courbure dans le plan. L'étude porte sur le choix du type d'éléments finis (volumiques ou coques) ainsi que sur les différents codes de calcul industriels à disposition, utilisant des schémas de résolution implicite (Abaqus, Nike-2D) et explicite (LS-Dyna). Différents critères

de plasticité anisotropes (Hill48 [18] et Barlat91 [19]) sont également étudiés. Il est à noter que l'utilisation des éléments finis de type coque dans le cas du sertissage est théoriquement limitée à des rayons de courbure de l'ordre de l'épaisseur des tôles [20]. L'auteur a étudié la possibilité d'utiliser ces éléments pour permettre la réduction du temps de calcul du procédé de sertissage. Les résultats fournis par LS-Dyna donnent des résultats satisfaisants par rapport aux essais et à la simulation numérique avec des éléments volumiques et un schéma implicite (écarts sur les enroulements expérimentaux et numériques globalement inférieurs à 10%). Ces résultats sont d'ailleurs en accord avec l'étude menée par C. Lange [6] sur Forge2[®] (schéma de résolution implicite et éléments volumiques) et sur Optris[®] (schéma de résolution explicite et éléments coques), comme le montre l'évolution de l'enroulement pour un acier et un alliage d'aluminium, figure 1.20. Les travaux de Sigvant [16] ont également montré une sensibilité plus importante des éléments volumiques par rapport aux éléments coques au type de critère de plasticité utilisé sur les valeurs de l'enroulement. De plus, le critère de Barlat91 ne semble pas apporter d'amélioration sur la prédiction des efforts et des enroulements par rapport au critère de von Mises, même dans le cas de l'alliage d'aluminium. L'influence des paramètres du procédé de sertissage sur l'évolution de l'enroulement (E_i) a été étudiée numériquement [6]. La figure 1.21 montre les résultats de cette étude avec, par convention $\Delta E_i > 0$ si l'augmentation du paramètre d'entrée considéré induit une augmentation de l'enroulement calculé. Les résultats mettent en évidence l'influence du coefficient de frottement entre la peau et les lames.

Enfin, l'auteur s'est intéressé à la modélisation du procédé de sertissage en utilisant des lois de comportement avec un écrouissage mixte (modèles de Hugues [21] et de Lemaître-Chaboche [22]) pour prendre en compte les chargements cycliques au cours du procédé. Les résultats présentés figure 1.22 concernent le sertissage de l'alliage d'aluminium A5754, modélisé avec le code Forge2. On observe une influence significative des lois d'écrouissage sur la prédiction des enroulements. Si les valeurs de l'enroulement sont faiblement affectées au présertissage, celles après sertissage le sont de façon significatives. Les lois avec un écrouissage mixte semblent donc plus appropriées à la simulation numérique du sertissage classique.

La technique du procédé de sertissage par roulage est proche de la technique de mise en forme par profilage. En effet, le profilage est un procédé continu de formage à froid partant de métaux en feuilles ou en bobines. Il permet de réaliser des pièces appelées profilés dont la forme est généralement élancée et la section constante. Une bande de métal se trouve entraînée entre des paires de rouleaux successives qui la mettent en forme progressivement jusqu'à la forme finale [23]. Dans ce cas, l'utilisation d'un contre-galet permet de contrôler parfaitement la forme souhaitée lors du passage entre les galets, contrairement au sertissage par roulage qui ne possède pas d'outil à l'intérieur de la zone de flexion. La figure 1.23 présente une simulation numérique de ce procédé sur une géométrie simple, possédant une section en U [24] à l'aide du code éléments finis Metafor [25]. L'influence du coefficient de frottement entre les galets et la tôle a été testée ($\mu=0.2$ et $\mu=0$) [24]. Les résultats montrent une influence non significative sur la géométrie finale du profilé (Figure 1.24). L'utilisation d'un frottement nul permet l'obtention d'un calcul élément finis plus robuste en terme de convergence ainsi qu'une minimisation des temps de calcul.

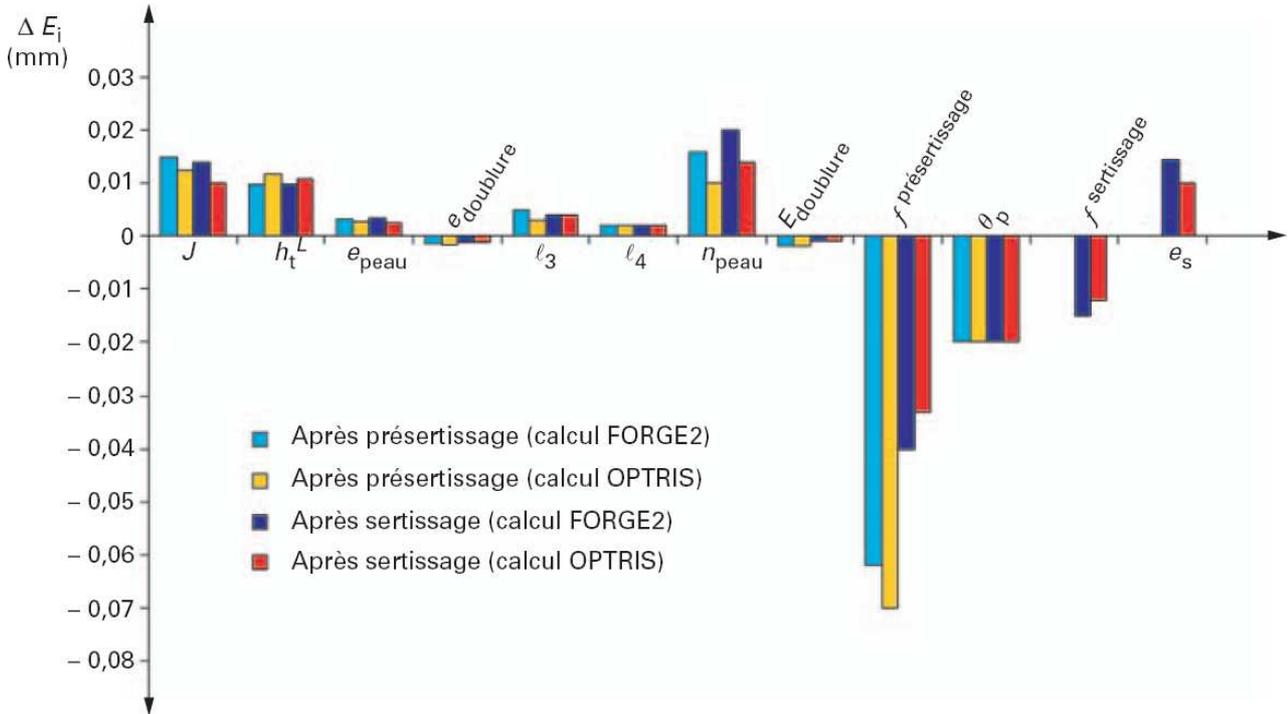


FIG. 1.21 – Variations des enroulements calculés ΔE_i induites par la variation de chaque paramètre d'entrée, d'après [6]. Avec : J , le jeu entre la lame et la matrice de tombage, h_t , la hauteur de bord, e_{peau} et $e_{doublure}$, les épaisseurs de la peau et de la doublure, n_{peau} , le coefficient d'écroutissage de la peau, $E_{doublure}$, le module d'Young de la doublure, $f_{presertissage}$ et $f_{sertissage}$, les coefficients de frottement entre la tôle et les lames, θ_p , l'angle de présertissage et e_s , l'épaisseur finale du sertissage.

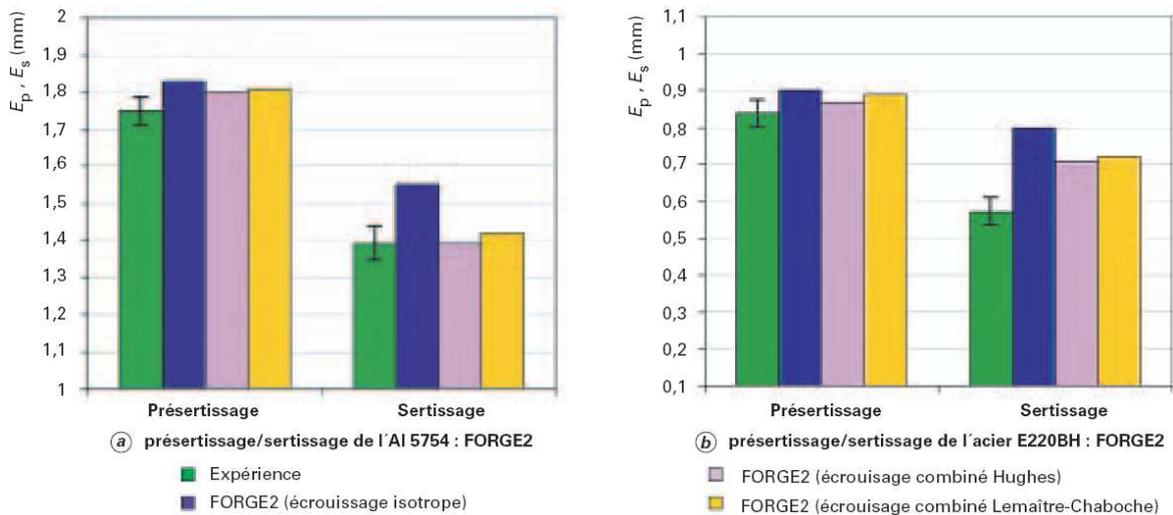


FIG. 1.22 – Effet de la prise en compte de l'effet Bauschinger de l'alliage d'aluminium A5754 sur les enroulements calculés avec Forge2, d'après [6].

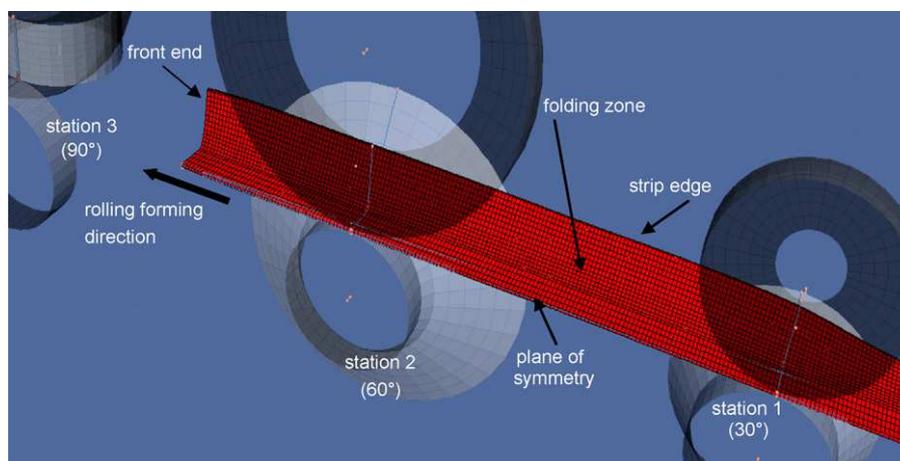


FIG. 1.23 – Exemple de modélisation d'un profil en U avec le logiciel Metafor [24, 25]. La moitié de la géométrie est simulée avec 4560 éléments avec un raffinement particulier dans la zone de flexion. Les galets sont supposés rigides avec des surfaces analytiques parfaites.

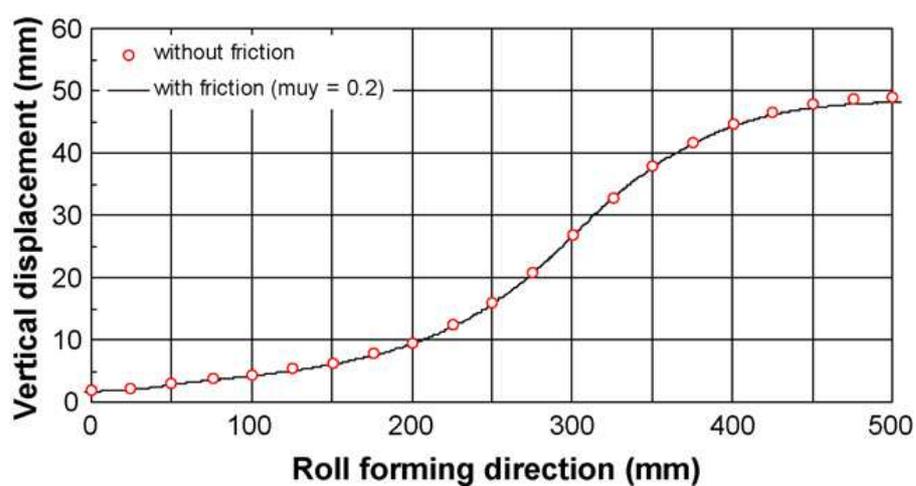


FIG. 1.24 – Influence du coefficient de frottement sur la forme du profil après retour élastique pour le profilage [24].

1.6 Conclusion

Ce chapitre est consacré à la présentation du procédé de sertissage, à ses principales caractéristiques et à ses défauts inhérents. Les deux technologies sont présentées, à savoir, le sertissage classique et le sertissage par roulage. L'utilisation de cette dernière technologie est très récente et le retour d'expérience la concernant est, pour le moment, faible et laisse de nombreuses interrogations quant au comportement de la tôle. Les études antérieures sur le sertissage classique sont souvent focalisées sur des géométries simples, planes avec ou sans rayon de courbure dans le plan qui ne sont pas toujours représentatives de la réalité. L'un des objectifs de cette étude est donc d'étudier des géométries plus complexes ayant subies une pré-déformation.

La simulation numérique sur les géométries simples a permis d'observer les tendances en terme d'enroulement et d'effort en fonction du rayon de courbure dans le plan, de la hauteur de bord, etc., mais a également déterminé l'influence des lois de comportement utilisées ou encore la formulation des éléments finis sur les résultats numériques (éléments de type coques ou volumiques). Il est toutefois nécessaire de conforter ces observations sur des géométries plus complexes, dont le procédé de mise en forme se rapproche du procédé industriel.

Chapitre 2

Caractérisation et modélisation du comportement mécanique

2.1 Introduction

Cette partie est consacrée à la modélisation du comportement d'un alliage d'aluminium de la série 6000 (A6016) et d'un acier à bake-hardening E220BH. Ces deux nuances présentent une bonne formabilité, de bonnes propriétés mécaniques et permettent l'obtention d'une qualité de surface satisfaisante après emboutissage. Elles sont donc très utilisées dans l'industrie automobile pour les parties visibles de l'ouvrant. L'alliage d'aluminium peut toutefois présenter un endommagement important pour des sollicitations sévères (détaillé dans le chapitre 6) et une sensibilité importante de ses propriétés mécaniques à la durée de stockage. L'ensemble des essais mécaniques présentés dans ce chapitre ont été réalisés en s'assurant que les caractéristiques mécaniques de l'alliage d'aluminium correspondent au cahier des charges PSA Peugeot Citroën.

La première partie présente les principales caractéristiques des matériaux étudiés et l'ensemble des essais expérimentaux qui ont été réalisés. Il s'agit d'essais de traction uniaxiale et de cisaillement monotones à différentes orientations par rapport à la direction de laminage (DL). Le dispositif de cisaillement a également permis de réaliser des essais de cisaillement avec inversion de la direction de la sollicitation de façon à mesurer l'effet Bauschinger. Ces essais permettent l'obtention de champs mécaniques homogènes facilitant l'identification des paramètres des lois de comportement. Les moyens de mesure des déformations sont un extensomètre à couteaux ainsi qu'une technique de mesure sans contact. Cette méthode fondée sur le déplacement relatif de trois tâches a été développée au laboratoire [26]. L'échauffement des éprouvettes au cours de la sollicitation est négligé puisque les vitesses de déformation sont relativement faibles.

La deuxième partie de ce chapitre est consacrée à la présentation des lois de comportement adoptées. Il existe de nombreux modèles mécaniques capables de décrire plus ou moins précisément le comportement des matériaux métalliques. Dans le cas de la mise en forme à froid en condition quasi-statique, les lois fréquemment utilisées sont des lois élastoviscoplastiques avec écrouissage isotrope ou mixte et un critère de plasticité isotrope ou anisotrope. Un écrouissage isotrope saturant (Voce) est retenu pour l'alliage d'aluminium et un écrouissage isotrope représenté par une loi de type puissance, appelé Swift, est choisi pour l'acier E220BH. Le critère de Hill 1948 est utilisé pour modéliser l'anisotropie des deux nuances car il permet une prédiction satisfaisante en traction uniaxiale et en cisaillement. De nombreuses études ont également montré que la prise en compte de l'écrouissage cinématique améliore les prédictions numériques, en particulier dans le cas du retour élastique [27, 28]. Pour les deux matériaux, l'écrouissage cinématique est non linéaire. L'ensemble de ces modèles est présent dans la version standard de PamStamp2G (PS2G) ce qui permettra de tester l'influence des lois de comportement sur la prédiction de la simulation numérique des procédés.

La dernière partie de ce chapitre est consacrée à l'identification des paramètres des lois de comportement. La complexité des modèles étudiés et le nombre important de coefficients nécessitent l'utilisation d'une identification par méthode inverse, qui correspond à la minimisation de l'écart entre les données expérimentales et les prédictions des modèles avec un algorithme de type gradient (logiciel SiDoLo [29]). Les modèles sont écrits dans le cadre des grandes transformations élastoplastiques ce qui est justifié par le fait que le procédé de sertissage génère des déformations et des rotations importantes. Les résultats des identifications sont comparés aux données expérimentales.

2.2 Matériaux et essais mécaniques

2.2.1 L'alliage d'aluminium A6016

On s'intéresse à un alliage d'aluminium de la série 6000 présentant un risque élevé d'apparition de fissures sur la zone pliée (6016DR130T4). Il s'agit d'un alliage utilisé largement dans le secteur automobile pour les parties visibles de la carrosserie du véhicule. Ses éléments d'addition principaux sont le magnésium et le silicium. Sa composition est donnée dans le tableau 2.1.

TAB. 2.1 – Composition chimique en poids de l'alliage d'aluminium A6016.

Composant chimique	<i>Al</i>	<i>Mg</i>	<i>Cr</i>	<i>Mn</i>	<i>Cu</i>
% massique	96.4 - 98.8	0.25	Max 0.1	Max 0.2	Max 0.2
Composant chimique	<i>Ti</i>	<i>Fe</i>	<i>Zn</i>	<i>Si</i>	<i>Autres</i>
% massique	Max 0.15	Max 0.5	Max 0.2	1 - 1.5	Max 0.2

Cet alliage a subi un traitement thermique de type T4, ce qui signifie qu'une fois solidifié, il a été remis en solution puis trempé dans un four à passage (four mécanique dans lequel la charge se déplace au moyen d'organes de manutention commandés de l'extérieur) [30]. Sa structure a alors été stabilisée par maturation pendant quelques semaines à température ambiante. Le durcissement est assuré par des précipités, qui sont majoritairement des zones de Guinier-Preston de type Al-Mg-Si. De plus, cet alliage contient des phases eutectiques de type Al-Fe-Si de quelques microns formées lors de la coulée du métal, et des précipités de Mg_2Si de faible taille. Ce traitement permet d'améliorer la qualité de surface de la tôle après mise en forme (absence de bandes de déformation plastique localisée, effet Portevin-Le Chatelier ou PLC [31]) et d'obtenir une bonne résistance à la corrosion ainsi qu'un durcissement lors de la cuisson de la peinture (désigné par DR). La maturation de l'alliage est continue au fil du temps et peut poser des problèmes de formabilité de la tôle dans le cas d'un stockage prolongé. Une micrographie réalisée sur une nuance similaire [30] montre que la taille de grain est de l'ordre d'une centaine de micromètres. Ce matériau est fourni par Alcan avec une épaisseur de 1 mm.

TAB. 2.2 – Évolution de la limite d'élasticité σ_0 et de la contrainte à la rupture R_m de l'alliage d'aluminium, d'après des données PSA Peugeot Citroën.

Temps de maturation (jours)	Plage d'acceptation PSA						Rebut
	14	28	78	89	110	180	
σ_0 (MPa)	136	147	155	156	157	156	155
R_m (MPa)	261	268	275	276	277	276	276

Le tableau 2.2 présente l'évolution de la limite d'élasticité σ_0 et de la contrainte de rupture R_m en fonction du nombre de jour de maturation pour cet alliage d'aluminium. On observe une augmentation des propriétés mécaniques au cours du temps avec une saturation qui correspond à la limite d'utilisation de l'alliage à PSA Peugeot Citroën. Les propriétés mécaniques de l'alliage sont donc très sensibles à la maturation et des précautions particulières ont donc été employées pour s'assurer que le délai entre la date de fabrication et celle des essais expérimentaux ne dépasse pas ce qui est défini dans le cahier des charges de PSA Peugeot Citroën.

2.2.2 L'acier à bake-hardening E220BH

Il s'agit d'un acier de type Arcelor 14 composé de carbone, de manganèse et de silicium. Cette gamme de tôle d'acier doux non allié est destinée à la mise en forme par emboutissage profond et extra profond. Ce produit est utilisé massivement dans l'industrie automobile pour les pièces d'aspect, plus ponctuellement pour les pièces de structure. Cet acier est désigné par PSA Peugeot Citroën E220BH : E désignation normalisée pour un acier non allié, 220 pour l'ordre de grandeur de la limite d'élasticité et BH (Bake-Hardening) pour souligner la particularité de se durcir après un traitement thermique (recuit peinture). Cet effet est obtenu en laissant le carbone libre en solution pour augmenter la limite d'élasticité après cuisson cataphorèse dans les étuves de peinture. La tôle d'acier E220BH utilisée dans cette étude a une épaisseur de 0.69 mm. Sa composition est donnée dans le tableau 2.3.

TAB. 2.3 – Composition chimique en poids de l'acier E220BH.

Composant chimique	<i>C</i>	<i>Mn</i>	<i>Si</i>	<i>P</i>	<i>S</i>	<i>Al</i>
% massique	Max 0.1	Max 0.7	Max 0.15	Max 0.08	Max 0.025	0.02 - 0.085

2.2.3 Les essais mécaniques

Différents essais ont été réalisés afin de déterminer les lois de comportement utilisées dans cette étude. Les éprouvettes utilisées sont initialement découpées à la cisaille puis usinées sur une machine à commande numérique afin d'éliminer la couche écrouie. Cette opération permet d'optimiser le domaine de déformation homogène avant rupture [32]. Chaque type d'essai a été effectué au moins trois fois, pour s'assurer de la bonne reproductibilité des résultats et un essai représentatif est alors choisi pour l'identification.

La mesure des champs de déformation au cours des différents essais a été réalisée par trois techniques selon la nature de l'essai. La première consiste à utiliser classiquement un extensomètre pour calculer la déformation suivant une direction avec une précision de l'ordre de 10^{-5} . La seconde est optique et consiste à suivre le déplacement de trois tâches de différentes tailles à l'aide d'une caméra numérique. Au cours de l'essai, la caméra enregistre le déplacement des centres de gravité de chaque tâche [26]. L'évolution de deux vecteurs rattachés au centre de gravité permet ainsi de calculer toutes les composantes du tenseur de déformation dans le plan. Ce calcul est détaillé dans la section 2.2.3 de ce chapitre. La résolution de la caméra permet d'obtenir une précision de 10^{-4} sur la mesure de déformation.

Essais monotones de traction uniaxiale

Les différents essais de traction ont été menés sur des éprouvettes rectangulaires dont la surface utile est de $140 \times 20 \text{ mm}^2$. Une série d'essais a été réalisée pour des orientations à 0° , 45° et 90° de la DL afin de déterminer les coefficients d'anisotropie de Hill. Les essais ont été réalisés jusqu'à rupture avec une vitesse de sollicitation de $\dot{\varepsilon} \approx 10^{-3} \text{ s}^{-1}$. La déformation longitudinale ε_{xx} (Figure 2.1) est mesurée par la caméra numérique et par l'extensomètre à couteaux dont la base de mesure initiale L_0 est de 12.5 mm. Les déformations logarithmiques sont calculées par $\varepsilon_{xx} = \ln(1 + \Delta L/L_0)$ avec ΔL , le déplacement des couteaux. La mesure

de la déformation transverse ε_{yy} est réalisée par une technique sans contact (méthode des trois tâches). L'extensomètre a donc été placé de manière à ne pas perturber les mesures des déformations longitudinales et transverses réalisées par la caméra. La contrainte est celle de Cauchy, la section actuelle de l'éprouvette est calculée à partir de l'hypothèse de conservation du volume dans le domaine plastique : $\det \mathbf{F}=1$, \mathbf{F} étant le tenseur gradient de la transformation.

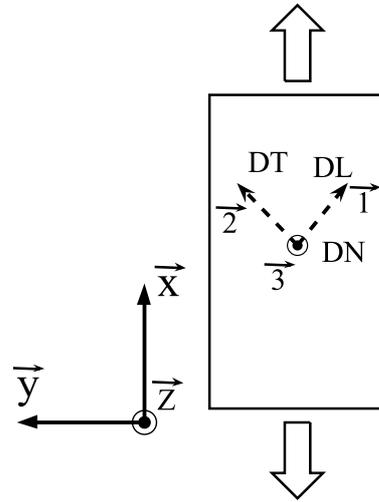


FIG. 2.1 – Schéma de l'éprouvette de traction avec les repères global et d'anisotropie associés. DL : Direction de Laminage ; DT : Direction Transverse ; DN : Direction Normale.

La figure 2.2 présente les courbes de traction obtenues pour des orientations de 0° , 45° et 90° de la DL avec l'alliage d'aluminium A6016. On remarque que le niveau de la contrainte d'écoulement est peu dépendant de l'orientation de l'éprouvette.

Les déformations plastiques peuvent être calculées en fonction de la contrainte de Cauchy σ et des constantes d'élasticité E et ν , données dans le tableau 2.4, par l'équation suivante :

$$\varepsilon_{xx}^p = \varepsilon_{xx} - \frac{\sigma_{xx}}{E} \quad \text{et} \quad \varepsilon_{yy}^p = \varepsilon_{yy} + \frac{\nu\sigma_{xx}}{E} \tag{2.1}$$

TAB. 2.4 – Résultats obtenus sur les essais de traction monotones pour l'alliage d'aluminium et pour l'acier. Les valeurs de ν sont estimées.

Matériau	E (MPa)	ν	r_0	r_{45}	r_{90}	\bar{r}	Δr
A6016	71 350±150	0.33	0.75±0.04	0.60±0.03	0.62±0.04	0.65±0.07	0.08±0.07
E220BH	215 630±250	0.29	1.94±0.1	1.43±0.15	2.13±0.09	1.73±0.02	0.61±0.02

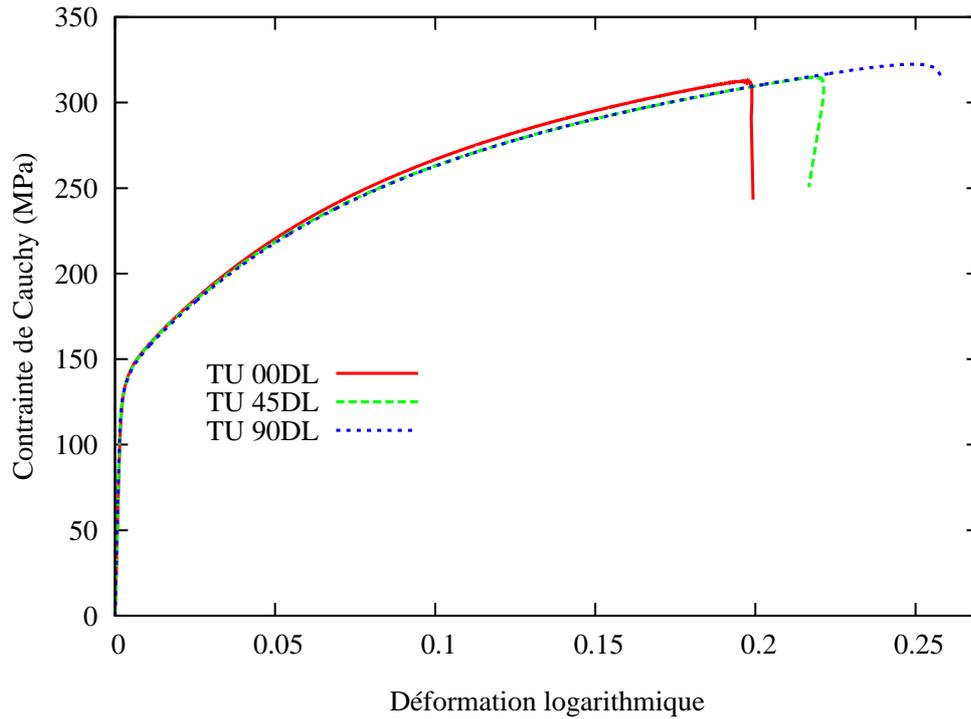


FIG. 2.2 – Essais de traction monotones à 0° , 45° et 90° par rapport à la DL, sur l'alliage d'aluminium A6016.

Avec l'hypothèse de conservation du volume dans le domaine plastique, on peut calculer la déformation ε_{zz}^p par :

$$\varepsilon_{zz}^p = -(\varepsilon_{xx}^p + \varepsilon_{yy}^p) \quad (2.2)$$

Soit α l'angle entre $\vec{l} = DL$ et \vec{x} . Les coefficients d'anisotropie plastique de Hill se calculent en utilisant la relation suivante :

$$r_\alpha = \frac{d\varepsilon_{yy}^p}{d\varepsilon_{zz}^p} \quad (2.3)$$

Une régression linéaire entre $\varepsilon_{yy}^p = -0.10$ et $\varepsilon_{yy}^p = 0$ sur les différents essais permet d'obtenir les coefficients de Hill r_0 , r_{45} et r_{90} (Figure 2.3). Le coefficient d'anisotropie normale \bar{r} , qui correspond à la valeur moyenne de r_α , et le coefficient Δr , caractérisant l'anisotropie planaire, sont calculés de la façon suivante :

$$\bar{r} = \frac{r_0 + 2r_{45} + r_{90}}{4} \quad \text{et} \quad \Delta r = \frac{r_0 - 2r_{45} + r_{90}}{2} \quad (2.4)$$

La figure 2.4 présente les résultats des essais de traction à différentes orientations par rapport à la DL pour l'acier. On observe une variation de la contrainte d'écoulement entre les différentes orientations légèrement plus marquée que pour l'alliage d'aluminium. L'écart est également plus marqué sur l'évolution de la section de l'éprouvette (Figure 2.5) pour les trois orientations, observation qui est confortée par le calcul de Δr supérieur à 0.5. Les résultats obtenus pour les deux matériaux sont présentés dans le tableau 2.4, page 36.

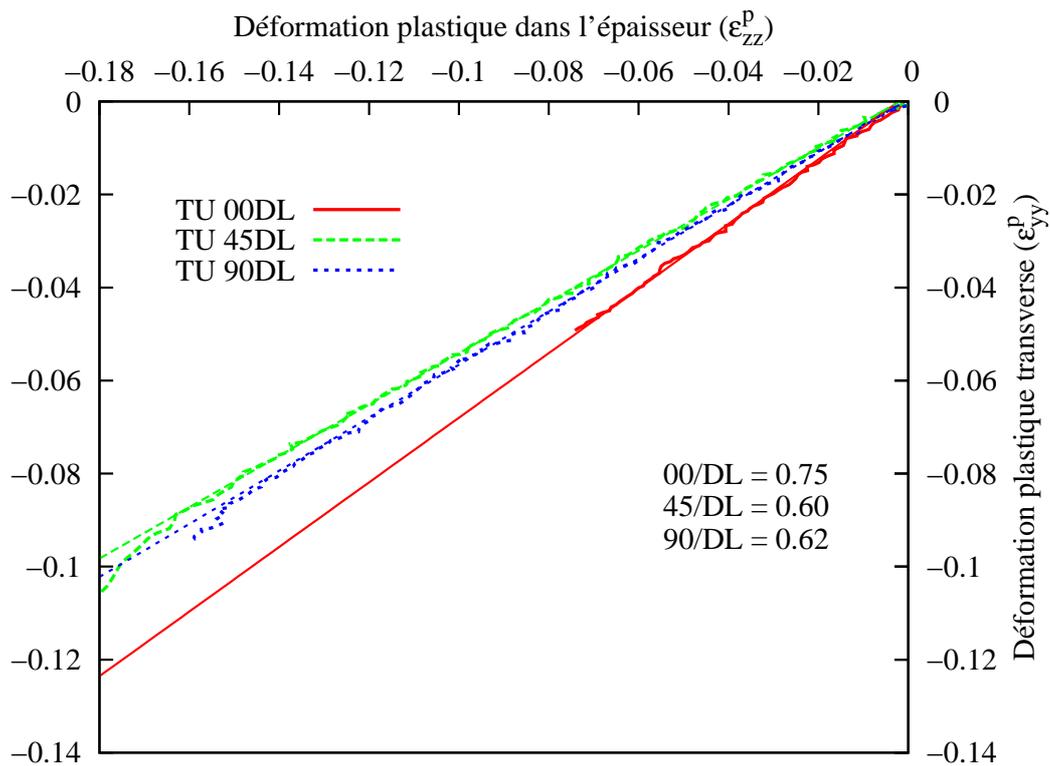


FIG. 2.3 – Mesure des coefficients d'anisotropie de Hill avec $d\varepsilon_{yy}^p = f(d\varepsilon_{zz}^p)$ pour l'alliage d'aluminium A6016.

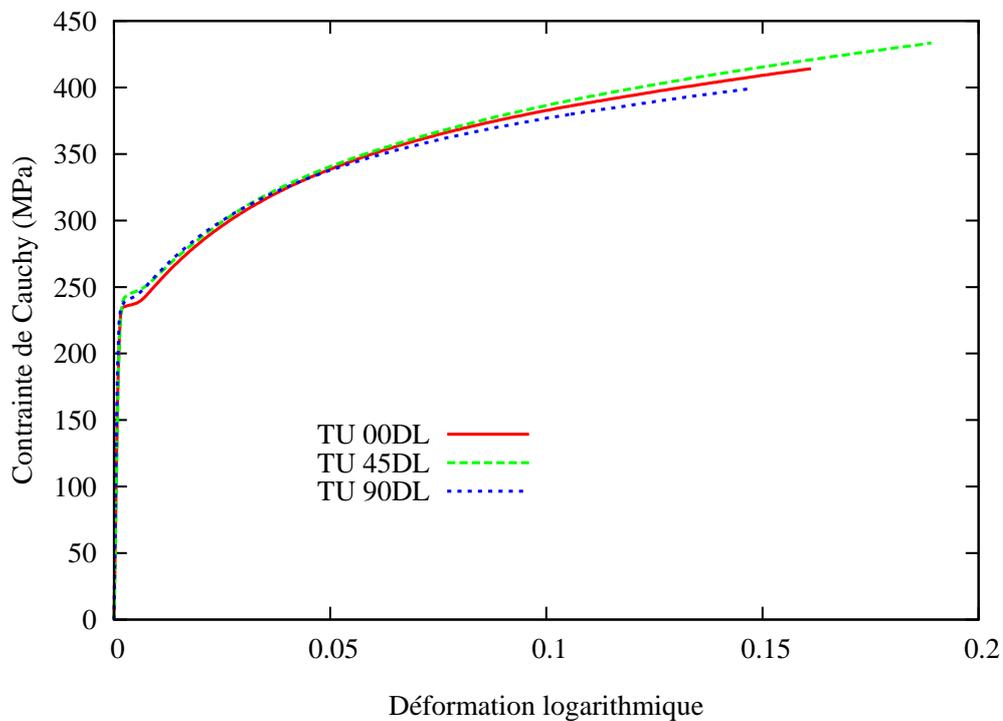


FIG. 2.4 – Essais de traction monotones à 0° , 45° et 90° par rapport à la DL, sur l'acier E220BH.

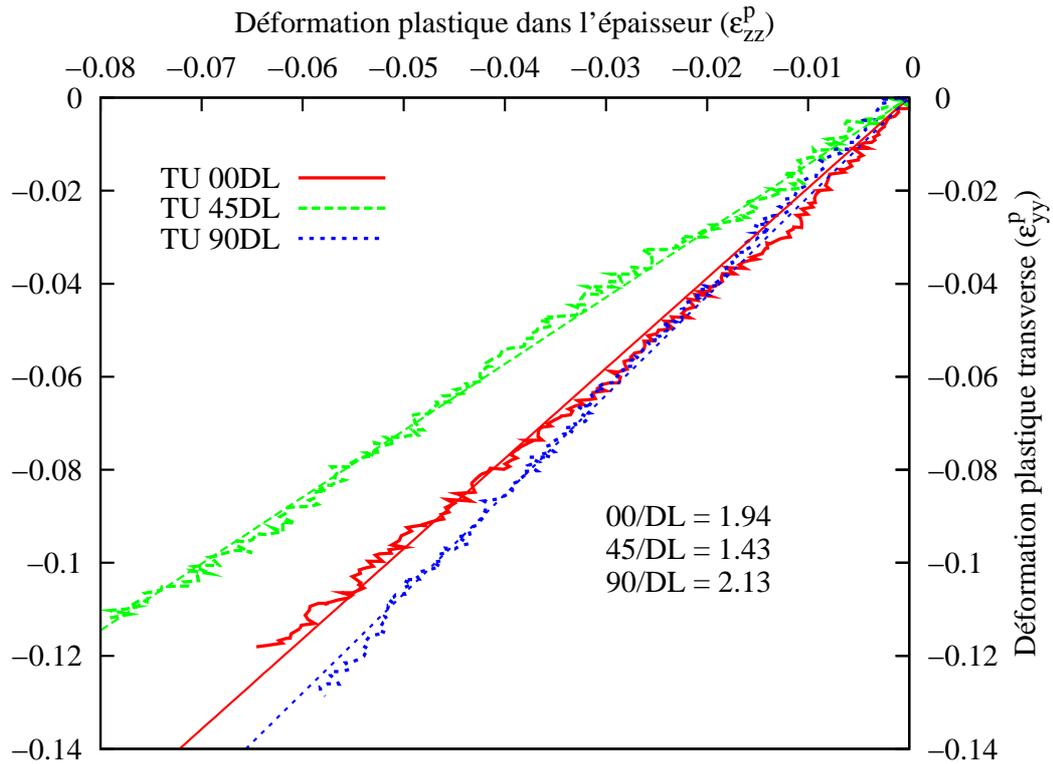


FIG. 2.5 – Mesure des coefficients d'anisotropie de Hill avec $d\epsilon_{yy}^p = f(d\epsilon_{zz}^p)$ pour l'acier E220BH.

Essais de cisaillement simple

Les essais de cisaillement ont été réalisés sur un dispositif spécifique développé au laboratoire par Manach et al [26, 33] (Figure 2.6). Ce dispositif de cisaillement est spécialement conçu pour l'étude des tôles métalliques. L'éprouvette est serrée entre deux mors, l'un mobile, l'autre fixe. Le dispositif est directement relié à une machine de traction qui impose le déplacement au mors mobile. La partie supérieure du dispositif est reliée à la cellule de force de la machine pour mesurer les efforts au cours de la sollicitation.

Les éprouvettes utilisées pour réaliser les essais de cisaillement simple possèdent une surface utile de $50 \times 4.5 \text{ mm}^2$. La largeur de 4.5 mm entre les mors a été déterminée, lors de la conception du dispositif, de manière à éviter le flambement de l'éprouvette pour une longueur de 50 mm et une épaisseur de l'ordre du mm (Figure 2.7). Comme pour les essais de traction, les essais ont été réalisés à 0° , 45° et 90° de la DL afin de caractériser l'anisotropie de la tôle, en utilisant la méthode des trois tâches pour la mesure de la déformation locale.

Dans le plan de la tôle, la cinématique parfaite du cisaillement simple (Figure 2.7) est définie par :

$$\vec{OM}(t) = \begin{cases} x = X + \gamma Y \\ y = Y \end{cases} \quad (2.5)$$

Avec M, un point matériel, (x,y) ses coordonnées actuelles et (X,Y) , ses coordonnées initiales.

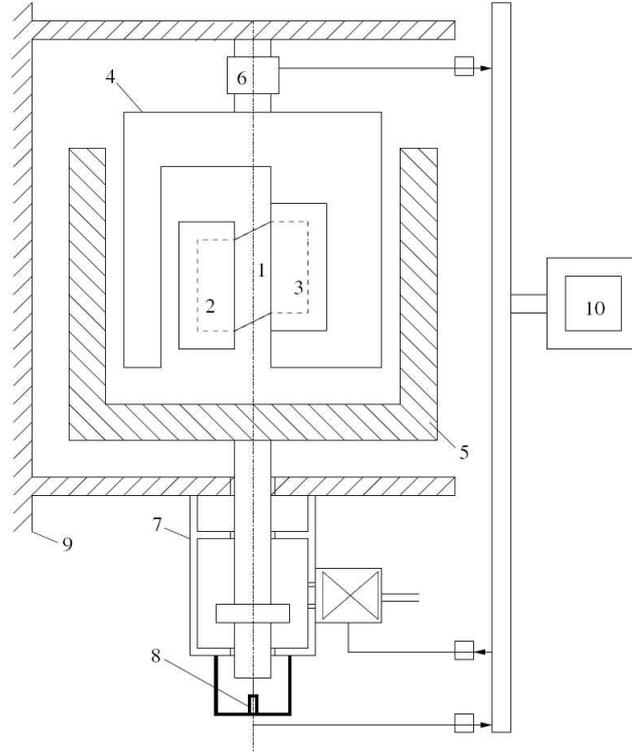


FIG. 2.6 – Schématisation du dispositif de cisaillement d'après [26] : 1. Éprouvette ; 2. Mors mobile ; 3. Mors fixe ; 4. Bâti supérieur ; 5. Bâti inférieur ; 6. Cellule de force ; 7. Vérin hydraulique ; 8. Capteur LVDT ; 9. Bâti ; 10. Ordinateur.

Le tenseur des déformations d'Almansi $\boldsymbol{\varepsilon}$ peut-être calculé à partir des vecteurs $\hat{\vec{g}}_i$ et \vec{g}_i qui représentent les vecteurs définis par les trois tâches dans la configuration déformée et initiale :

$$\varepsilon_{ij} = \frac{1}{2} \left[\hat{g}_{ij(t)} - g_{ij(0)} \right] \quad \text{d'où} \quad \boldsymbol{\varepsilon} = \frac{1}{2} \begin{pmatrix} 0 & \gamma \\ \gamma & -\gamma^2 \end{pmatrix} \quad (2.6)$$

avec

$$\hat{g}_{ij(t)} = \hat{\vec{g}}_{i(t)} \cdot \hat{\vec{g}}_{j(t)} \quad \text{et} \quad g_{ij(0)} = \vec{g}_{i(0)} \cdot \vec{g}_{j(0)} \quad (2.7)$$

En calculant les valeurs propres λ_i du tenseur $\boldsymbol{\varepsilon}$, on obtient la déformation en cisaillement γ par la relation :

$$|\gamma| = \frac{\lambda_1 - \lambda_2}{\sqrt{1 - \frac{\lambda_1 + \lambda_2}{2}}} \quad \text{et} \quad \text{sign}(\gamma) = -\text{sign}(\vec{V}_1 \wedge \vec{V}_2) \quad (2.8)$$

L'information sur le signe de γ , qui est primordiale lors d'une inversion de la direction de cisaillement, peut être trouvée à partir du produit mixte des deux vecteurs propres \vec{V}_i du tenseur d'Almansi. La vitesse de déplacement de la traverse est imposée à $0.5 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$, ce qui correspond à $\dot{\gamma} = 2 \times 10^{-3} \text{ s}^{-1}$. Avec cette cinématique, la composante de cisaillement du tenseur des contraintes de Cauchy se déduit de la mesure de l'effort F selon $\sigma_{xy} = F/S$, avec $S = \text{Longueur} \times \text{Épaisseur}$, étant constante pendant l'essai.

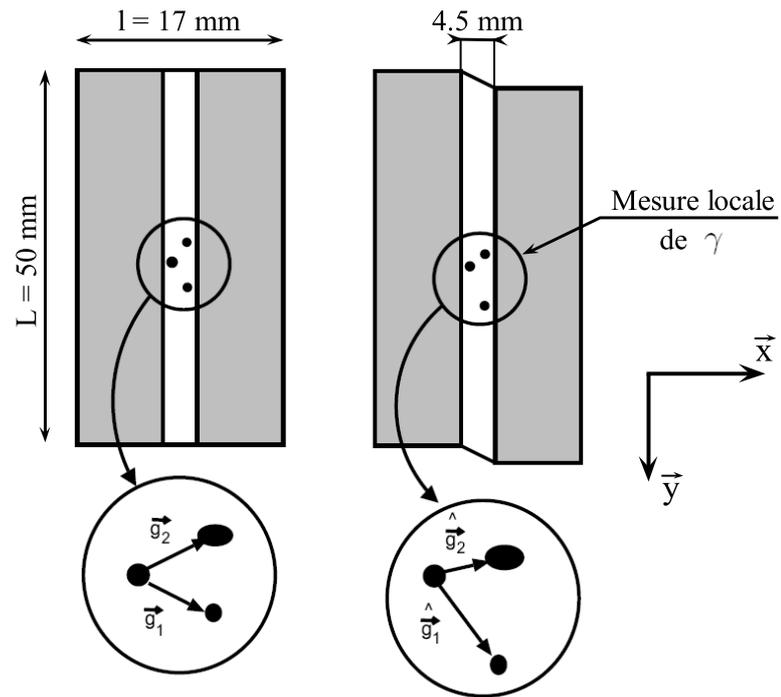


FIG. 2.7 – Utilisation de la méthode des trois tâches pour le calcul de la déformation sur un essai de cisaillement [26] et géométrie de l'éprouvette adoptée pour cette étude.

Dans le cas de l'alliage d'aluminium, les essais de cisaillement, présentés figure 2.8, montrent un niveau de contrainte proche quelque soit l'orientation de l'éprouvette par rapport à la DL.

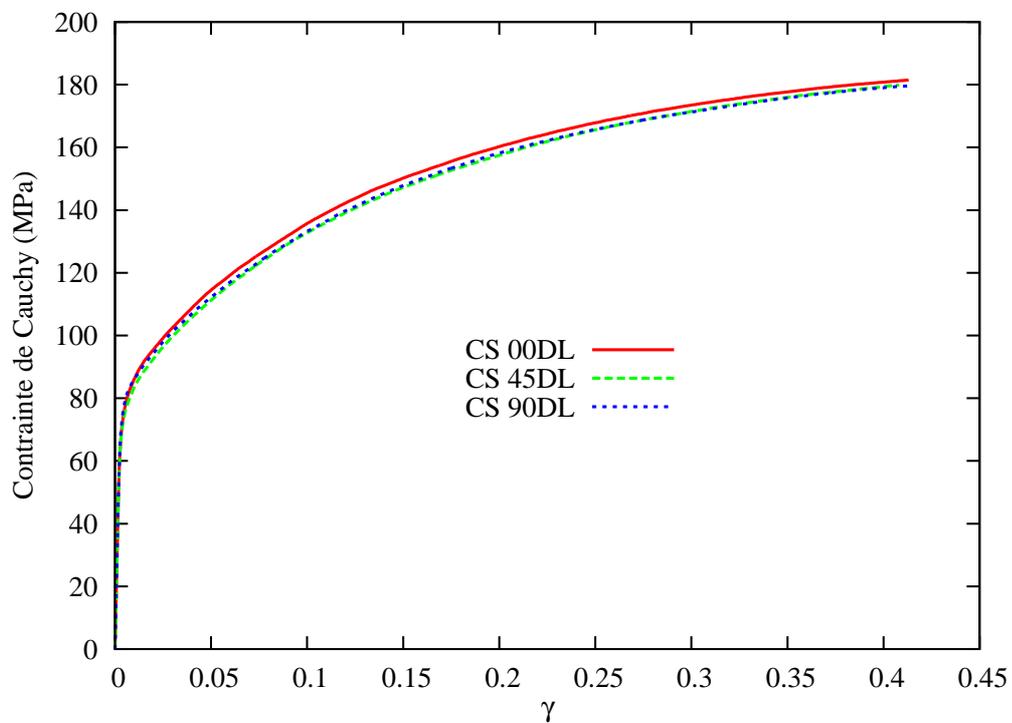


FIG. 2.8 – Essais de cisaillement monotones à 0° , 45° et 90° par rapport à la DL, sur l'alliage d'aluminium A6016.

La figure 2.9 montre les résultats expérimentaux obtenus pour les différentes orientations par rapport à la DL pour l'acier E220BH. Dans ce cas la courbe contrainte-déformation pour l'orientation à 45° par rapport à la DL se situe clairement en dessous des deux autres.

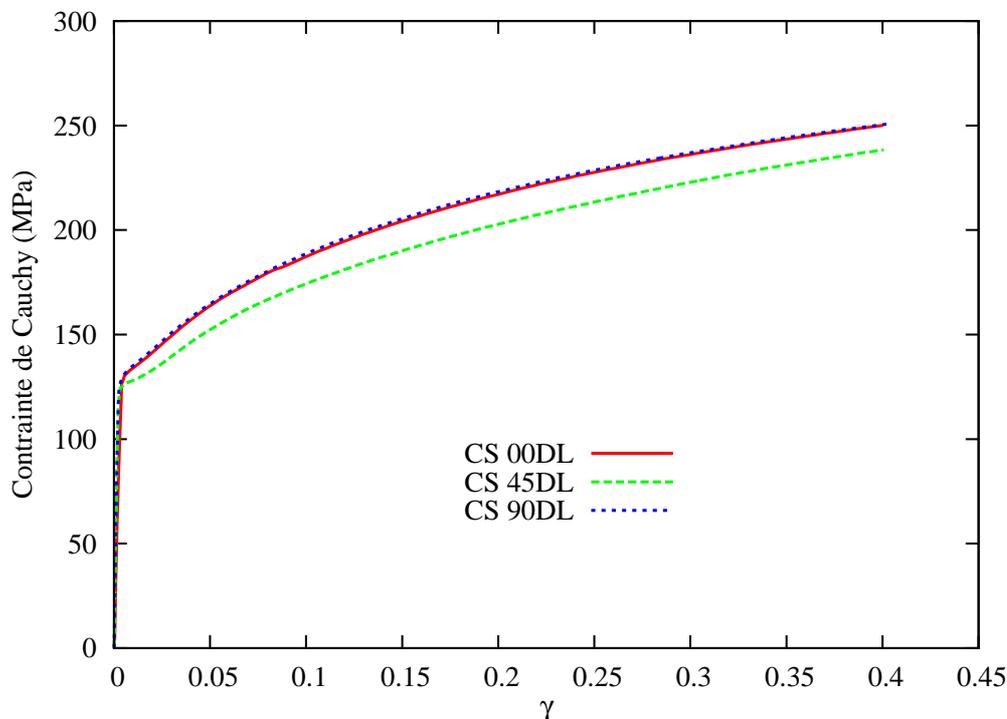


FIG. 2.9 – Essais de cisaillement monotones à 0°, 45° et 90° par rapport à la DL, sur l'acier E220BH.

Essais de cisaillement Bauschinger

Une série d'essais cisaillement alterné a également été réalisée pour déterminer l'amplitude de l'effet Bauschinger de façon à identifier la contribution cinématique de l'écroutissage. L'effet Bauschinger est caractérisé par une microplasticité au cours de l'inversion de la charge, qui se traduit par une plastification très progressive ainsi qu'une diminution de la limite d'élasticité après inversion [34]. Tous les essais ont été réalisés dans les mêmes conditions que pour le cisaillement monotone. Ces essais sont composés d'une sollicitation jusqu'à différentes valeurs de cisaillement imposé (typiquement $\gamma = 0.1$ et 0.2 pour l'alliage d'aluminium et $\gamma = 0.1, 0.2$ et 0.3 pour l'acier), puis une sollicitation dans la direction opposée jusqu'à rupture (Figure 2.10).

La figure 2.11 présente les résultats des essais de cisaillement Bauschinger pour l'acier E220BH. Dans le cas de l'acier, après inversion de la direction de cisaillement, une zone de transition caractérisée par un faible taux d'écroutissage est observée, dont l'amplitude dépend de la valeur de γ à l'inversion. Cette zone de transition est encadrée sur la figure 2.11 pour la décharge à $\gamma = 0.3$. Elle est caractéristique de l'effet Bauschinger pour certains aciers [34].

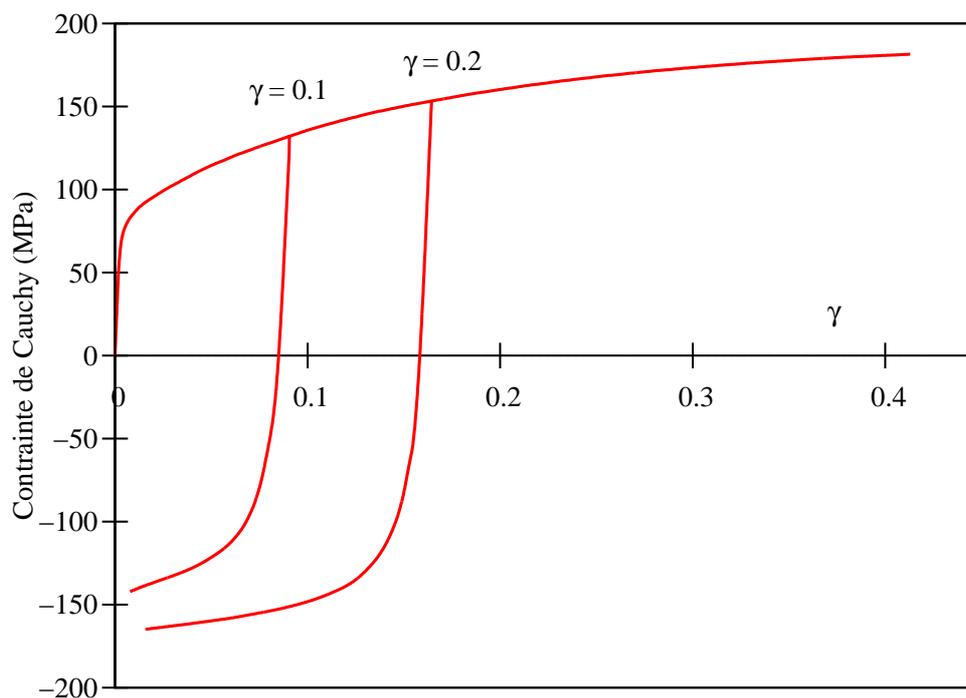


FIG. 2.10 – Essais de cisaillement Bauschinger à 0° de la DL pour différentes valeurs du cisaillement imposé superposés à l'essai monotone pour l'alliage d'aluminium A6016.

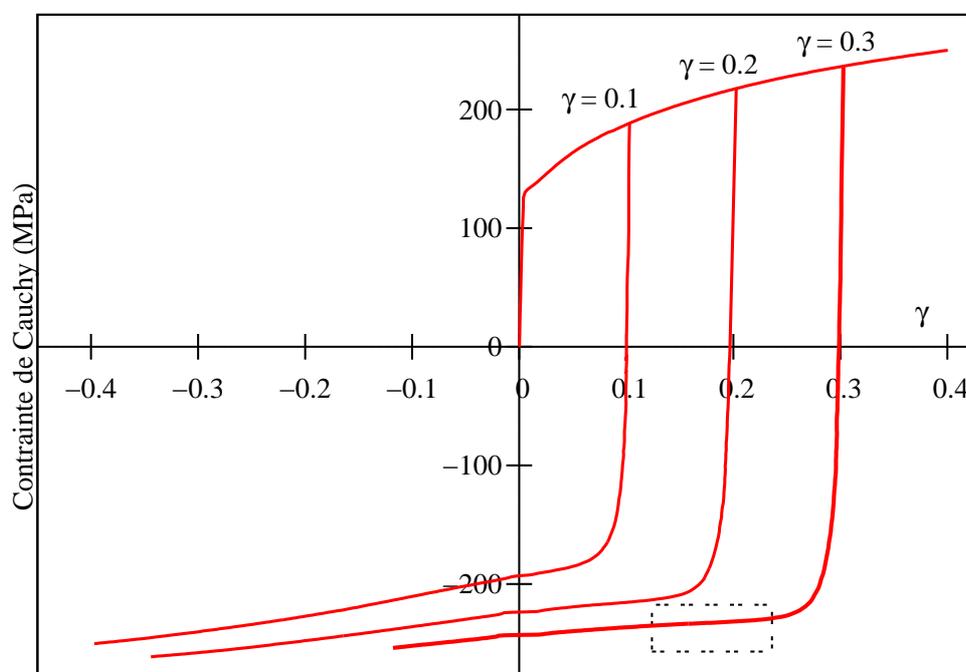


FIG. 2.11 – Essais de cisaillement Bauschinger à 0° de la DL pour différentes valeurs du cisaillement imposé superposés à l'essai monotone de l'acier E220BH.

2.3 Modélisation du comportement mécanique

Les essais expérimentaux précédents ont permis d'obtenir une base de données importante pour l'identification des lois de comportement qui sont présentées dans cette partie. Dans un premier temps, l'écriture des lois de comportement dans le cadre des grandes transformations est rappelée. Le comportement élastique, les critères de plasticité ainsi que les différents modèles d'érouissage adoptés pour les deux matériaux sont détaillés. Ces lois sont choisies volontairement simples dans le soucis de pouvoir les utiliser dans les codes de calcul par éléments finis commerciaux pour la modélisation des procédés de sertissage. L'identification des paramètres sera présentée dans la partie suivante.

2.3.1 Elastoviscoplasticité en grandes transformations

Les lois de comportement élastoviscoplastique utilisées en grandes transformations sont issues d'une généralisation des modèles définis initialement en petites déformations, pour respecter le principe d'indifférence matérielle. Une de ces approches consiste à introduire un référentiel local objectif particulier, appelé repère corotationnel [35]. Pour satisfaire le principe d'objectivité, la loi de comportement est écrite dans ce référentiel corotationnel. Soit \mathbf{F} , le tenseur gradient de la transformation, le tenseur eulérien des vitesses de transformation s'écrit : $\mathbf{L} = \dot{\mathbf{F}} \mathbf{F}^{-1}$. Il se décompose en une partie symétrique \mathbf{D} et en une partie antisymétrique $\mathbf{\Omega}$. \mathbf{D} est le taux de déformation du milieu continu et $\mathbf{\Omega}$ son taux de rotation. Lors d'un changement de référentiel, caractérisé par une matrice de passage \mathbf{Q} , on peut montrer que :

$$\mathbf{D}' = \mathbf{Q} \mathbf{D} {}^t\mathbf{Q} \quad \text{et} \quad \mathbf{\Omega}' = \mathbf{Q} \mathbf{\Omega} {}^t\mathbf{Q} + \dot{\mathbf{Q}} {}^t\mathbf{Q} \quad (2.9)$$

avec \mathbf{D}' et $\mathbf{\Omega}'$, les quantités dans le nouveau repère et ${}^t\mathbf{Q}$, la transposée de \mathbf{Q} . Les tenseurs des contraintes et des déformations, ainsi que les variables internes introduites pour le comportement, sont calculés dans le référentiel corotationnel, qui est tel que $\mathbf{\Omega}^*$ soit $\mathbf{L}^* = \mathbf{D}^*$, ce qui définit l'évolution de la rotation de façon unique :

$$\dot{\mathbf{Q}}^* = -\mathbf{Q}^* \mathbf{\Omega} \quad \text{et} \quad \mathbf{Q}^*_{(t=0)} = \mathbf{0} \quad (2.10)$$

Dans ce repère, on suppose que le tenseur des vitesses de déformations $\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}$ est décomposé en une partie élastique $\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^e$ fonction du tenseur des contraintes, et une partie viscoplastique $\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^{vp}$, soit :

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}} = \mathbf{Q}^* \mathbf{D} {}^t\mathbf{Q}^* \quad \text{et} \quad \dot{\boldsymbol{\varepsilon}} = \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^e + \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^{vp} \quad (2.11)$$

Les lois de comportement sont écrites en utilisant le tenseur des contraintes de Cauchy $\boldsymbol{\sigma}$ dans le repère corotationnel, noté $\boldsymbol{\sigma}^*$:

$$\boldsymbol{\sigma}^* = (\det \mathbf{F}) \mathbf{Q}^* \boldsymbol{\sigma} {}^t\mathbf{Q}^* \quad (2.12)$$

Dans la suite, $\boldsymbol{\sigma}^*$ est noté $\boldsymbol{\sigma}$ pour alléger les notations.

2.3.2 Comportement élastique

Le procédé de mise en forme a un caractère incrémental, on fera donc le choix d'utiliser la loi de Hooke sous la forme différentielle qui s'écrit de la façon suivante :

$$\dot{\boldsymbol{\sigma}} = \mathbf{C}^e : \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^e \quad (2.13)$$

\mathbf{C}^e est le tenseur du quatrième ordre des constantes d'élasticité. Après intégration dans le référentiel local, $\boldsymbol{\varepsilon}^e$ s'écrit en fonction du module d'Young E et du coefficient de Poisson ν :

$$\boldsymbol{\varepsilon}^e = \frac{1 + \nu}{E} \boldsymbol{\sigma} - \frac{\nu}{E} \text{Tr}(\boldsymbol{\sigma}) \mathbf{I} \quad (2.14)$$

avec \mathbf{I} , le tenseur identité d'ordre 2.

2.3.3 Critères de plasticité

Les conditions d'écoulement sont traduites par le critère de plasticité au moyen de la fonction de charge Φ :

$$\left\{ \begin{array}{ll} \Phi < 0 & \text{définit le domaine d'élasticité} \\ \Phi = 0 \text{ et } \frac{\partial \Phi}{\partial \boldsymbol{\sigma}} : \dot{\boldsymbol{\sigma}} > 0 & \text{définit l'écoulement plastique} \\ \Phi = 0 \text{ et } \frac{\partial \Phi}{\partial \boldsymbol{\sigma}} : \dot{\boldsymbol{\sigma}} < 0 & \text{définit la décharge élastique} \end{array} \right. \quad (2.15)$$

On peut utiliser classiquement le critère de von Mises pour décrire la surface de charge lorsque le matériau est isotrope. On choisit le critère de Hill48 [18] pour les surfaces de charge anisotropes, bien qu'il soit reconnu qu'il est souvent difficile de bien représenter le niveau de contrainte et la déformation transverse avec un même jeu de paramètres pour ce modèle [36]. Ce critère est une généralisation du critère de von Mises permettant de considérer une anisotropie du matériau de type orthotrope. Dans le cas d'un écrouissage mixte, la fonction de charge s'écrit :

$$\Phi(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{X}, R) = \sqrt{\frac{3}{2}(\mathbf{S} - \mathbf{X}) : \mathbf{H} : (\mathbf{S} - \mathbf{X})} - \sigma_0 - R \quad (2.16)$$

avec :

- σ_0 est un seuil d'écoulement initial que l'on considère égal à la limite d'élasticité en traction suivant la DL,
- \mathbf{S} est la partie déviatoire du tenseur des contraintes,
- R est une variable scalaire représentant l'écrouissage isotrope,
- \mathbf{X} est un tenseur d'ordre 2 qui représente l'écrouissage cinématique. De façon générale, il peut comporter un terme dont l'évolution est linéaire par rapport à $\boldsymbol{\varepsilon}^{vp}$ (type Prager [37]) et un terme non linéaire (type Armstrong-Frederik [38]) : $\mathbf{X} = \mathbf{X}^l + \mathbf{X}^{nl}$,

– \mathbf{H} est le tenseur de Hill d'ordre 4 écrit dans le repère d'anisotropie de la tôle laminée (Figure 2.1 : $\vec{1} = DL, \vec{2} = DT, \vec{3} = DN$) :

$$\mathbf{H} = \frac{1}{3} \begin{bmatrix} 2G + 2H - F & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 2F + 2H - G & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 2F + 2G - H & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 2N & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 2M & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 2L \end{bmatrix} \quad (2.17)$$

F, G, H, L, M et N sont les coefficients de Hill, qui peuvent être calculés à partir des coefficients d'anisotropie plastique mesurés à partir des essais expérimentaux en l'absence d'écroissage cinématique. Le calcul est aussi possible mais complexe en présence d'écroissage mixte [39]. Dans le cas d'un matériau isotrope, ces coefficients sont égaux à $F=G=H=1$ et $L=M=N=3$, de manière à obtenir le tenseur de Hill égal au tenseur identité.

Dans le cas des matériaux sous forme de tôle, la géométrie des éprouvettes ne permet pas de réaliser des essais mettant en jeu les composantes $\sigma_{i3}, i= 1,2,3$ du tenseur des contraintes. Une hypothèse couramment utilisée est de poser $L=M=3$ ce qui correspond au cas isotrope. Enfin, pour obtenir le seuil d'écoulement initial égal à la limite d'élasticité en traction suivant la DL, on impose $H+G=2$.

2.3.4 Modèle élastoviscoplastique

Un potentiel viscoplastique est introduit pour prendre en compte l'influence de la vitesse de sollicitation. Le comportement du matériau est décrit en considérant la loi d'écoulement plastique :

$$\dot{\epsilon}^{vp} = \frac{\partial \Omega(\Phi)}{\partial \sigma} = \Omega'(\Phi) \frac{\partial \Phi}{\partial \sigma} \quad (2.18)$$

Dans notre cas, $\Omega(\Phi)$ est le potentiel viscoplastique de type Norton, défini par :

$$\Omega(\Phi) = \frac{K_v}{n_v + 1} \left(\frac{\Phi^+}{K_v} \right)^{n_v + 1} \quad (2.19)$$

n_v étant le coefficient de sensibilité à la vitesse de déformation, K_v un coefficient de pondération de la partie visqueuse de la contrainte et Φ^+ la partie positive de Φ . La contribution de la viscosité σ_v sur la contrainte est donc additive et donnée par la relation dans le cas 1D :

$$\sigma_v = K_v (\dot{\epsilon}^{vp})^{\frac{1}{n_v}} \quad (2.20)$$

Écroissage isotrope

La prise en compte des contributions isotrope et cinématique à l'écroissage dans le modèle nécessite l'introduction de lois d'évolution. Ces lois sont choisies de telle façon à ce qu'elles

soient reconnues par l'ensemble des logiciels utilisés dans cette étude pour simuler le procédé de sertissage.

L'évolution de l'érouissage est choisie fonction de la déformation plastique cumulée p , avec $\dot{p} = \sqrt{\frac{2}{3} \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^{vp} : \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^{vp}}$ [37]. Pour les alliages d'aluminium, l'évolution de l'érouissage isotrope est classiquement représentée par une loi saturante, de type Voce [40] :

$$R = Q_{\infty}[1 - \exp(-bp)] \quad (2.21)$$

avec Q_{∞} qui représente le changement maximum de la taille de la surface de charge et b qui représente l'intensité de l'accroissement de la surface de charge.

Pour l'acier, l'évolution de l'érouissage isotrope est représentée par une loi puissance, de type Swift :

$$R = K(\varepsilon_0 + p)^n - \sigma_0 \quad \text{et} \quad \varepsilon_0 = \left(\frac{\sigma_0}{K}\right)^{\frac{1}{n}} \quad (2.22)$$

Avec K la consistance en MPa et n le coefficient d'érouissage.

Érouissage cinématique

Dans les procédés classiques de mise en forme des tôles minces, certaines zones du matériau subissent une déformation plastique cyclique, comme par exemple le passage de la tôle sur un rayon d'un outil ou encore sur un jonc. La modélisation de l'état de contrainte au cours de la simulation dépend directement de la capacité du modèle à décrire l'effet Bauschinger dont l'influence est importante notamment sur la prédiction du retour élastique. Dans cette étude, la loi de Armstrong-Frederick est choisie pour décrire l'évolution de l'érouissage cinématique, pour les deux matériaux :

$$\mathbf{X}^{nl} = \frac{2}{3}C\boldsymbol{\alpha} \quad \text{et} \quad \dot{\boldsymbol{\alpha}} = \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^{vp} - D\dot{p}\boldsymbol{\alpha} \quad (2.23)$$

C représente la valeur initiale de $d\mathbf{X}^{nl}/dp$ et C/D la valeur à saturation. On peut également ajouter un terme linéaire H_p à la loi de Armstrong-Frederick [38] pour mieux décrire l'évolution de l'érouissage cinématique. Ce coefficient supplémentaire représente donc le module linéaire de l'érouissage cinématique. La loi devient alors :

$$\mathbf{X} = \mathbf{X}^{nl} + \mathbf{X}^l = \frac{2}{3}C\boldsymbol{\alpha} + \frac{2}{3}H_p \boldsymbol{\varepsilon}^{vp} \quad (2.24)$$

Toutefois, l'identification de ce terme linéaire supplémentaire n'a pas été effectuée puisque les logiciels commerciaux utilisés n'intègrent pas ce terme en standard.

2.4 Identification des paramètres

Cette partie présente les résultats des identifications des coefficients des lois de comportement présentées précédemment. Une comparaison entre les résultats expérimentaux et les prédictions des modèles, sur les essais de traction uniaxiale, de cisaillement monotone et de type Bauschinger, est présentée pour les deux matériaux étudiés.

L'identification des paramètres est réalisée avec le logiciel SiDoLo [41]. La recherche d'un jeu optimum de paramètres, représenté sous la forme d'un vecteur A , est basée sur la minimisation d'une fonctionnelle $L(A)$ qui mesure l'écart entre les données expérimentales et les données simulées. Elle est définie par :

$$L(A) = \sum_{n=1}^N L_n(A) \quad \text{et} \quad L_n(A) = \frac{1}{M_n} \sum_{i=1}^{M_n} \left(\frac{Z_{exp}(t_i) - Z_{sim}(t_i, A)}{\Delta Z_n} \right)^2 \quad (2.25)$$

avec :

- N le nombre d'essais de la base expérimentale,
- M_n le nombre de points de l'essai n ,
- t_i l'instant d'observation,
- Z la grandeur observable,
- ΔZ_n un coefficient de pondération.

La base expérimentale est constituée d'essais avec différentes variables observables retenues pour l'optimisation. Pour les essais de traction uniaxiale, la contrainte de Cauchy et la déformation transverse ε_{yy} sont utilisées, alors que pour les essais de cisaillement, on choisit la contrainte σ_{xy} . Les modèles étant du type élastoviscoplastique, le temps sera donc une variable observable commune à tous les essais. Un coefficient de pondération est affecté à chacune de ces grandeurs observables, dont la valeur est choisie en fonction de l'incertitude sur les mesures expérimentales. Pour la contrainte de cisaillement, la valeur du coefficient de pondération est $\Delta\sigma_{xy} = 1$ MPa et pour les essais de traction, $\Delta\sigma_{xx} = 2$ MPa et pour l'évolution de la déformation transverse : $\Delta\varepsilon_{yy} = 0.001$.

Les vitesses de déformation adoptées pour les essais sont de l'ordre de 10^{-3}s^{-1} , ce qui permet de négliger l'échauffement des éprouvettes. De plus, la sensibilité à la vitesse de ces matériaux est faible, ce qui conduit à imposer les coefficients de la loi de Norton (Équation 2.19) égaux à $K_v = 5 \text{ MPa}\cdot\text{s}^{\frac{1}{n_v}}$ et $n_v = 4$. Concernant l'acier, sa contribution visqueuse n'a pas été caractérisée dans cette étude. Toutefois, les essais de sertissage classique sont réalisés à de faibles vitesses permettant de ne pas invalider ce choix de paramètres. Des simulations sur des éprouvettes planes à bord droit ont été réalisées, avec des vitesses de déplacement des outils correspondant aux vitesses des lames de travail, l'objectif étant de déterminer l'ordre de grandeur des vitesses de déformation que subit le matériau. Au cours de la phase de tombage (vitesse réelle des outils = $15 \text{ mm}\cdot\text{min}^{-1}$), les résultats montrent une vitesse de déformation de l'ordre de 0.03 s^{-1} pour l'alliage d'aluminium et pour l'acier. Au présertissage et au sertissage (vitesse réelle des outils = $5 \text{ mm}\cdot\text{min}^{-1}$), les vitesses de déformation sont plus faibles, respectivement de l'ordre de 0.007 s^{-1} et de l'ordre de 0.014 s^{-1} , pour les deux matériaux. Ces valeurs proches des vitesses de déformation des essais d'identification ($\dot{\varepsilon} = 10^{-1}\text{s}^{-1}$) permettent de ne pas

considérer la contribution visqueuse lors des simulations numériques du sertissage.

La base expérimentale utilisée pour l'optimisation est composée de trois essais de traction monotones et de trois essais de cisaillement monotones, à 0°, 45° et 90° de la DL. On ajoutera les essais de cisaillement Bauschinger pour l'optimisation des paramètres de la loi d'érouissage mixte. L'identification est réalisée par étapes successives pour éviter les minimums locaux, l'un des principaux inconvénients de la méthode d'optimisation adoptée [42].

2.4.1 Alliage d'aluminium A6016

Les figures 2.12 et 2.13 présentent le résultat de l'optimisation de la traction uniaxiale et du cisaillement monotone avec un érouissage isotrope et une surface de charge anisotrope. On observe une bonne description des résultats expérimentaux (Figure 2.14) pour les trois orientations.

Les essais de cisaillement avec inversion de charges sont présentés figure 2.15. On observe une faible diminution de la limite d'élasticité après inversion de la charge, ce qui traduit un faible effet Bauschinger. Cependant, la loi de comportement avec érouissage mixte permet une meilleure corrélation de la transition entre la décharge élastique et la plasticité lors du changement de sens de la sollicitation.

Le tableau 2.5 présente les coefficients obtenus après identification des différents modèles étudiés. Le premier modèle (**vMises_Voce**) utilise un érouissage isotrope (Voce) et une surface de charge isotrope (von Mises). Le deuxième modèle (**Hill48_Voce**) prend en compte l'anisotropie par l'intermédiaire du critère de Hill48. Le modèle (**vMises_Mixte**) utilise le critère de plasticité de von Mises avec un érouissage mixte permettant de réaliser les simulations du sertissage avec le code Abaqus avec les lois de comportement présentes en standard. Enfin, le dernier modèle (**Hill48_Mixte**), combine un érouissage mixte avec une surface de charge anisotrope. On constate que la prise en compte d'une contribution cinématique à l'érouissage conduit à une diminution de la limite d'élasticité initiale d'environ 30 MPa.

TAB. 2.5 – Coefficients identifiés pour les différentes lois de comportement utilisées pour l'alliage d'aluminium A6016.

Coefficients	σ_0 (MPa)	Q_∞ (MPa)	b	C (MPa)	D	F	G	N
vMises_Voce	139	190	11.7	-	-	1	1	3
Hill48_Voce	139	190	11.7	-	-	1.24	1.22	2.70
vMises_Mixte	108.7	184	5.7	6185	82.3	1	1	3
Hill48_Mixte	109	178	6.19	5929	81	1.31	1.20	2.89

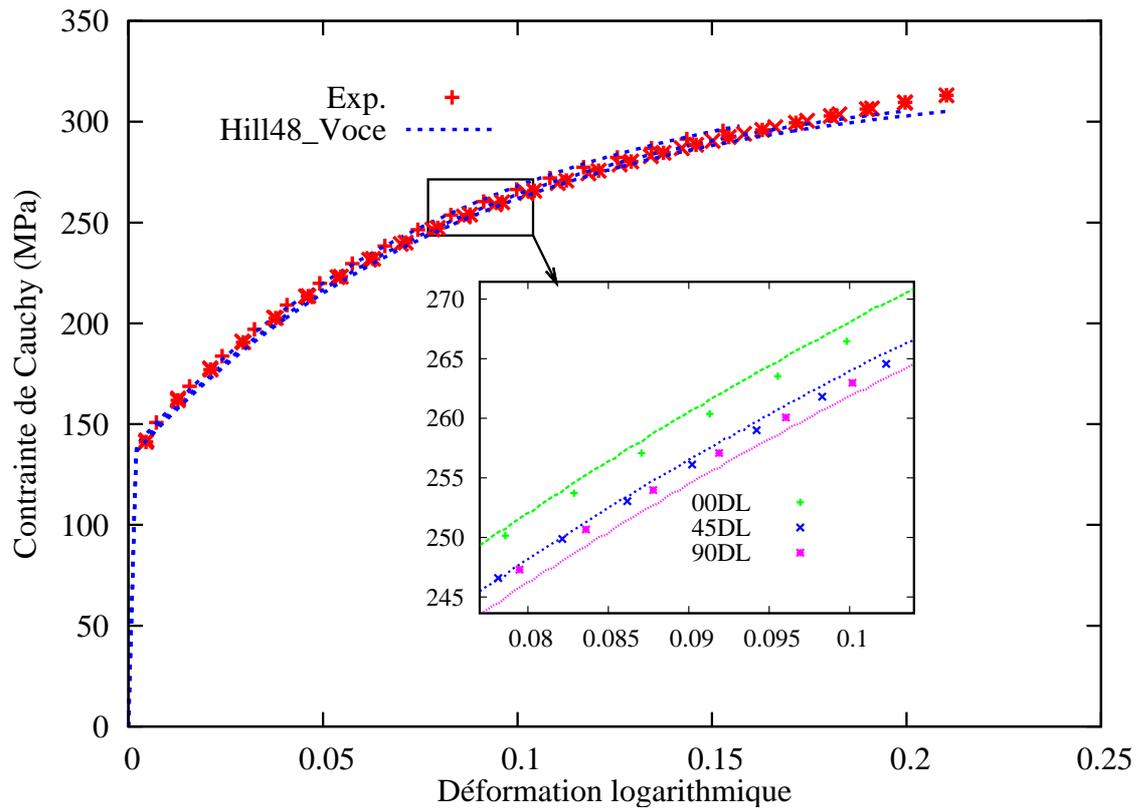


FIG. 2.12 – Essais et simulations des essais de traction à 0° , 45° et 90° de la DL pour l’alliage d’aluminium A6016.

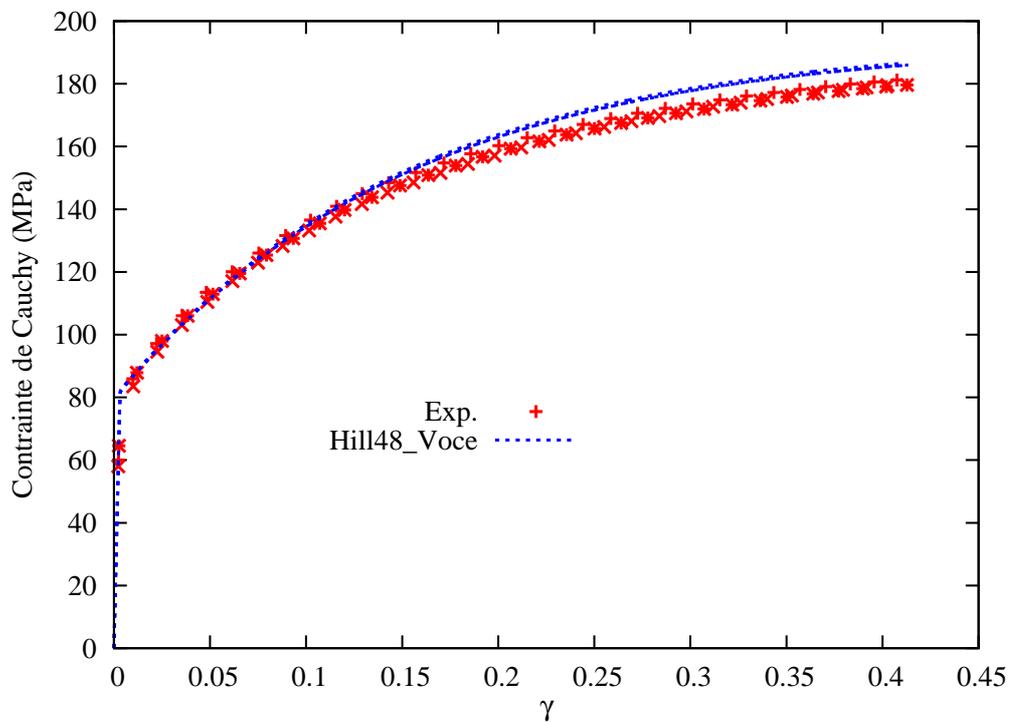


FIG. 2.13 – Essais et simulations des essais de cisaillement à 0° , 45° et 90° de la DL pour l’alliage d’aluminium A6016.

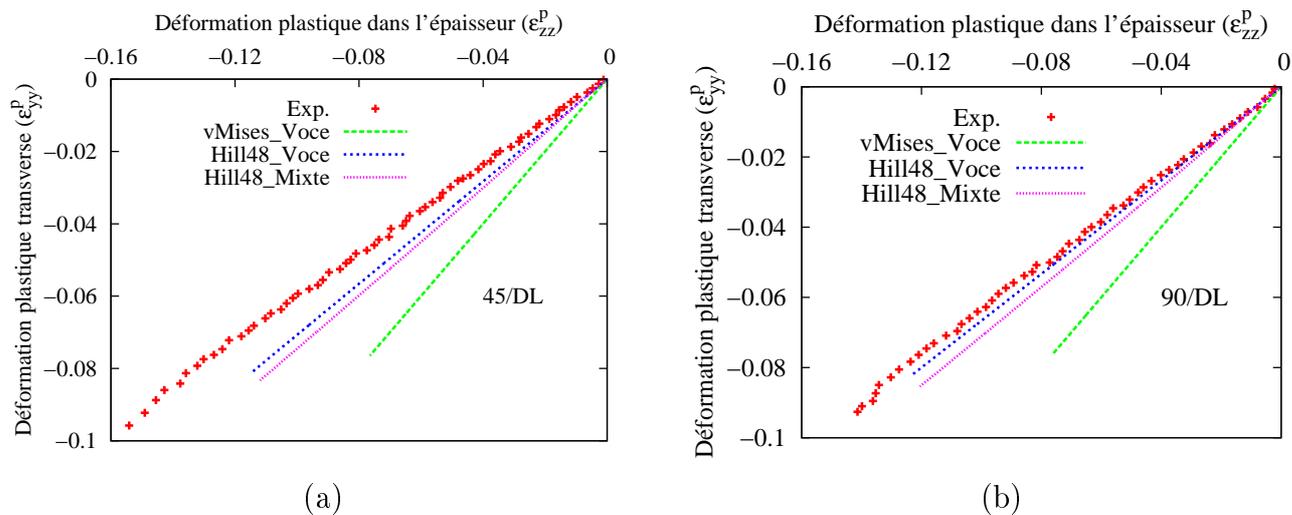


FIG. 2.14 – Essais et simulations des essais de traction à a) 45° de la DL et b) 90° de la DL pour la détermination des coefficients d’anisotropie de Hill48 de l’alliage d’aluminium.

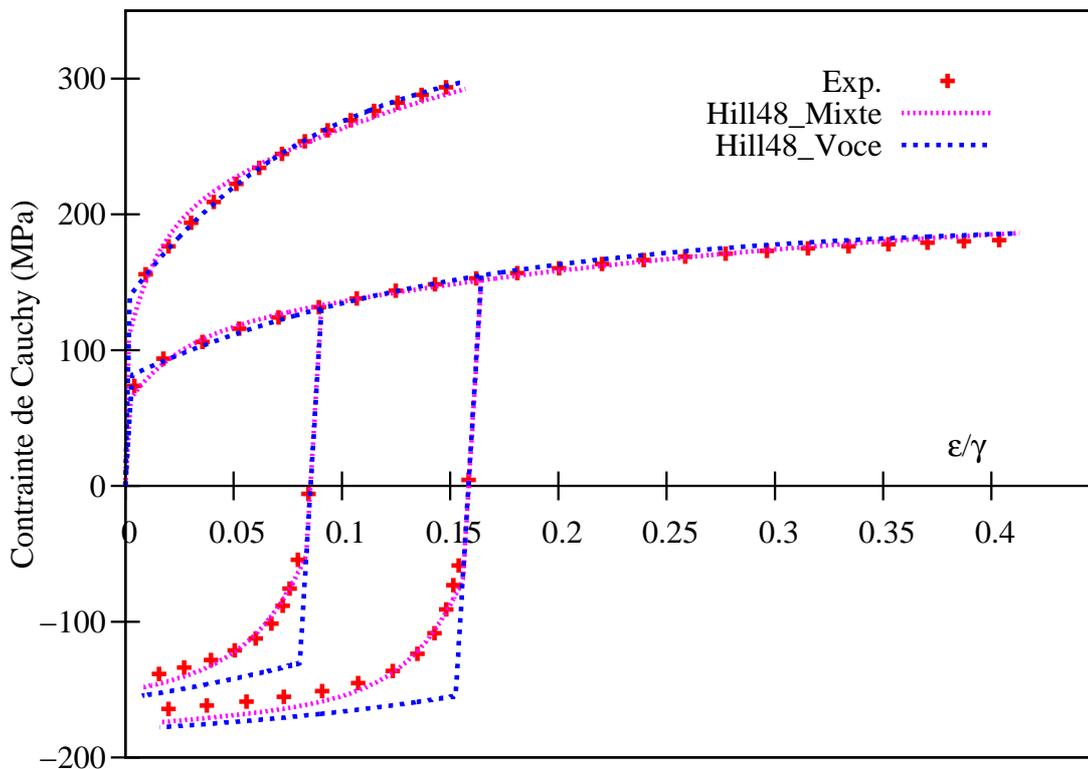


FIG. 2.15 – Résultats de l’optimisation des paramètres pour l’alliage d’aluminium A6016 avec le critère de plasticité de Hill48.

2.4.2 Acier E220BH

Les figures 2.16 et 2.17 montrent les résultats pour la traction uniaxiale et le cisaillement monotone avec un modèle utilisant un écrouissage isotrope et le critère de Hill48. Les coefficients d'anisotropie permettent de décrire de façon satisfaisante le niveau de contrainte. On remarque toutefois des écarts importants pour l'évolution de la déformation de la section, présentée figure 2.18.

Le logiciel Pamstamp2G ne permet que le couplage entre une loi d'écrouissage saturante, de type Voce, avec une loi d'écrouissage cinématique non-linéaire de type Armstrong-Frederick. Dans le cas de l'acier E220BH, l'optimisation du modèle avec écrouissage mixte est réalisée avec le même modèle que pour l'alliage d'aluminium A6016 (**Hill48_MixteVoce**). La figure 2.19 présente la comparaison des résultats entre ce dernier et le modèle avec écrouissage isotrope seul, de type Swift (**Hill48_Swift**). Comme pour l'alliage d'aluminium, la transition entre la décharge élastique et le second trajet, liée à l'inversion du chargement, est correctement décrite. On remarque également un faible écart sur le palier de la contrainte lors de la recharge, caractérisant un faible effet Bauschinger. Pour des déformations plastiques cumulées (p) de l'ordre de 0.5, inférieures à ce que l'on trouve sur la zone pliée lors du présertissage/sertissage, on observe des écarts importants entre les deux modèles. Un chargement monotone suivant la DL de la tôle en traction présente un écart supérieur à 40 MPa et de l'ordre de 15 MPa pour la sollicitation de cisaillement. La prise en compte de l'effet Bauschinger présente seulement un écart inférieur à 15 MPa, pour une même valeur de déformation plastique cumulée. Il apparaît que la loi d'écrouissage isotrope saturante de Voce ne permet pas de décrire fidèlement les comportements pour les grandes valeurs de déformation [6] ce qui est cependant un des points clés de la modélisation du procédé de sertissage. Pour des problèmes de compatibilité de lois de comportement disponibles dans les codes, le choix de retenir une loi d'écrouissage isotrope non saturante au détriment de l'écrouissage cinématique (ou mixte) est apparu meilleur.

Le tableau 2.6 présente les valeurs des coefficients obtenues. Le premier modèle (**vMises_Swift**) utilise un écrouissage isotrope (Swift) et une surface de charge isotrope (von Mises). Le deuxième modèle (**Hill48_Swift**) prend en compte l'anisotropie par l'intermédiaire du critère de Hill48. Enfin, le troisième modèle (**Hill48_MixteSwift**), combine l'écrouissage isotrope (Swift) et l'écrouissage cinématique (Armstrong-Frederick) avec une surface de charge anisotrope, à titre de comparaison avec le dernière modèle **Hill48_MixteVoce** qui adopte également un écrouissage mixte, mais avec un écrouissage saturant de type Voce.

TAB. 2.6 – Coefficients identifiés pour les différentes lois de comportement utilisées pour l'acier E220BH.

Coefficients	σ_0 (MPa)	K (MPa)	n	C (MPa)	D	F	G	N
vMises_Swift	210	588	0.19	-	-	1	1	3
Hill48_Swift	210	588	0.19	-	-	0.57	0.52	3.39
Hill48_MixteSwift	178	445	0.28	7898	73.11	0.38	0.37	3.18
Coefficients	σ_0 (MPa)	Q_∞ (MPa)	b	C (MPa)	D	F	G	N
Hill48_MixteVoce	162	268	1.65	5576	54.25	0.44	0.42	3.16

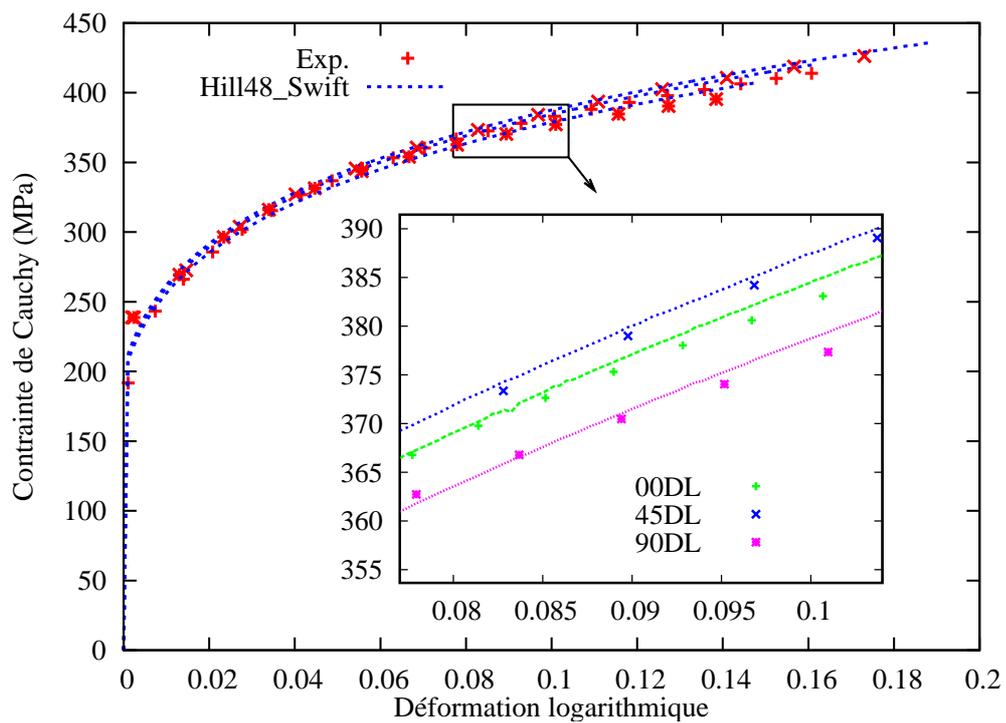


FIG. 2.16 – Essais et simulations des essais de traction à 0°, 45° et 90° de la DL pour l’acier E220BH.

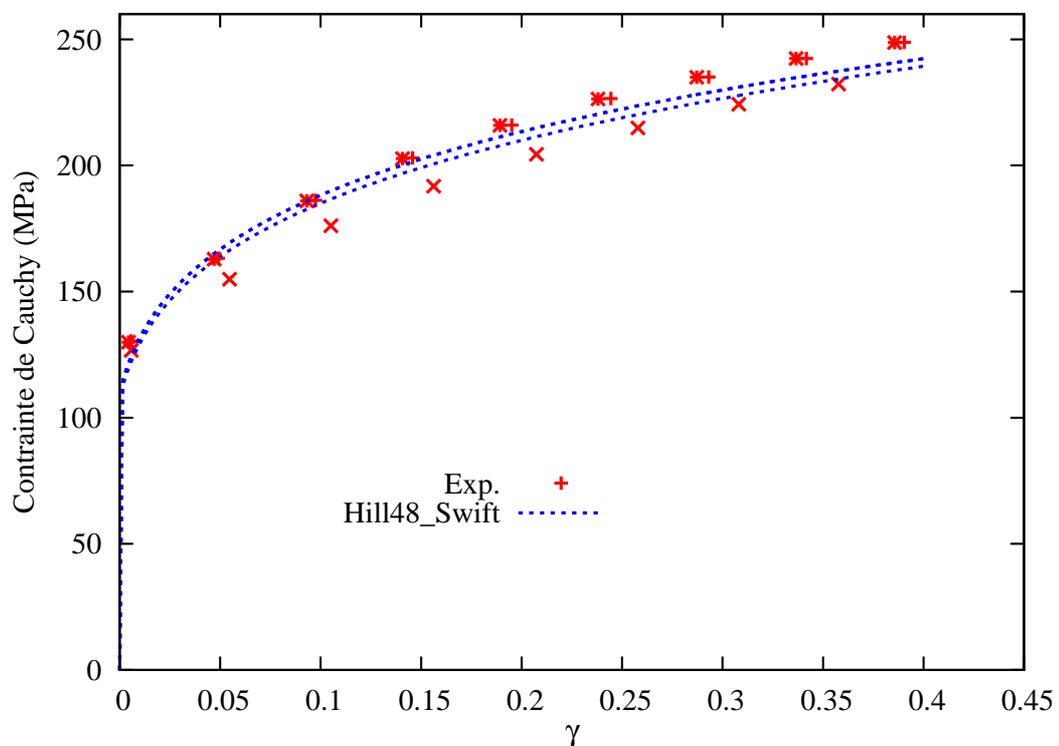


FIG. 2.17 – Essais et simulations des essais de cisaillement à 0°, 45° et 90° de la DL pour l’acier E220BH.

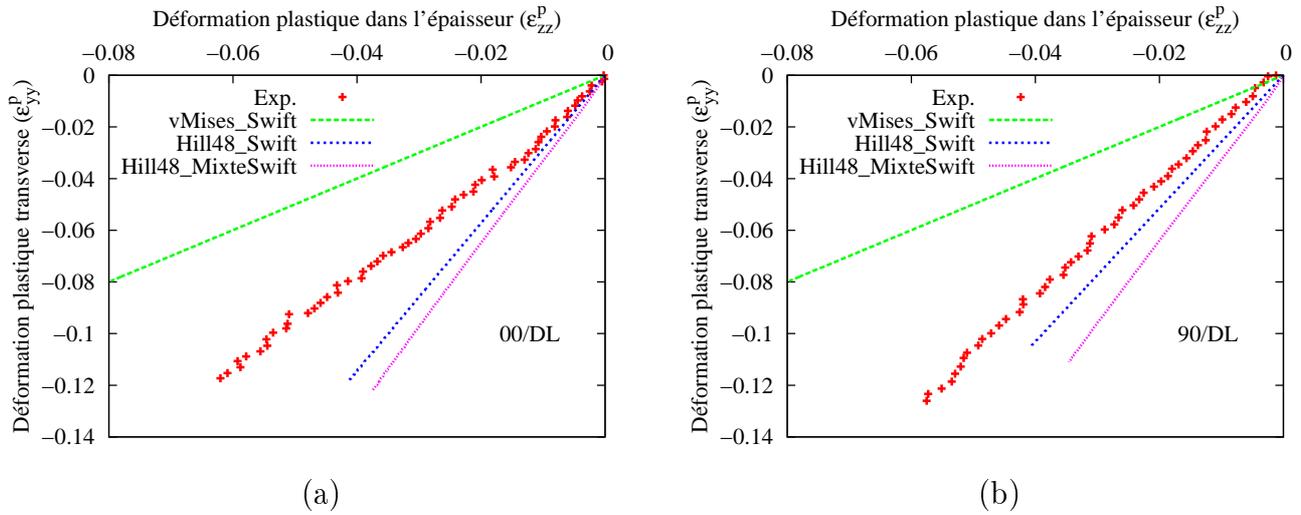


FIG. 2.18 – Essais et simulations des essais de traction a) suivant la DL et b) 90° de la DL pour la détermination des coefficients d’anisotropie de Hill48 de l’acier.

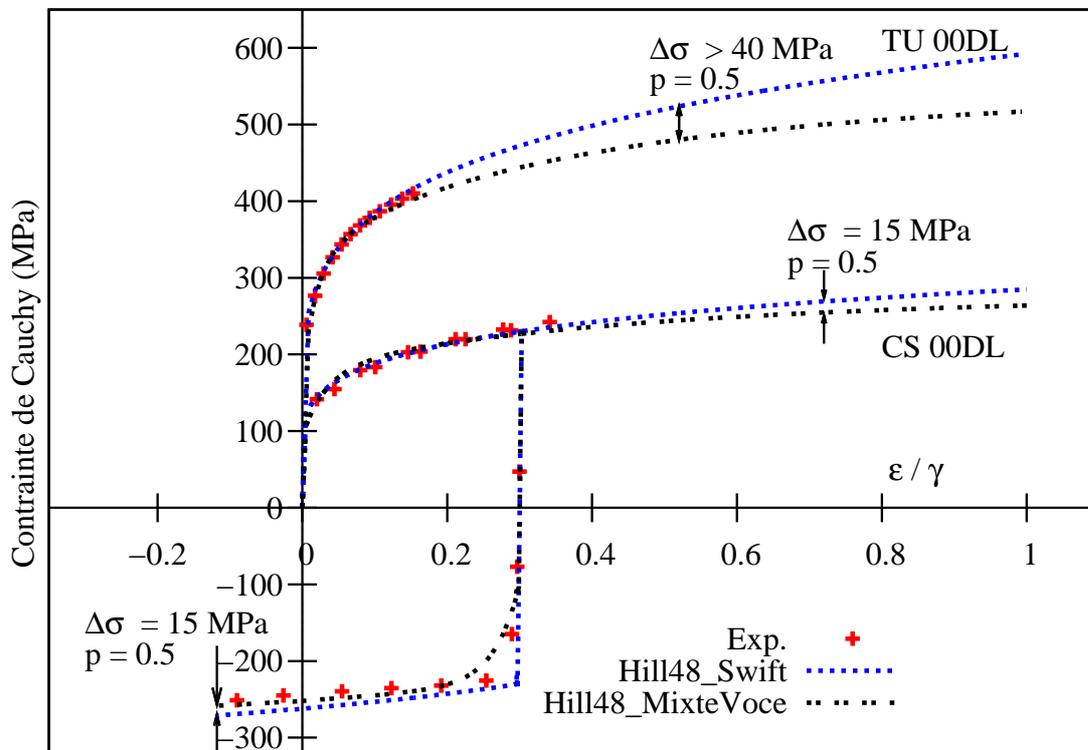


FIG. 2.19 – Comparaison des résultats de l’optimisation des paramètres pour des lois de comportement Hill48_Swift et Hill48_MixteVoce de l’acier E220BH.

2.5 Conclusion

Dans la première partie de ce chapitre, la caractérisation expérimentale des deux matériaux étudiés a été présentée. Des essais de traction et cisaillement monotones ont été menés pour trois orientations par rapport à la direction de laminage pour caractériser l'anisotropie. L'alliage d'aluminium A6016 présente une faible dépendance de la contrainte d'écoulement en fonction de l'orientation. On observe sur l'acier E220BH une anisotropie plus marquée, avec Δr de l'ordre de 0.6. L'essai de cisaillement cyclique a mis en évidence le faible effet Bauschinger de l'alliage d'aluminium et de l'acier E220BH. Ce dernier présente également une zone de transition caractérisée par un faible taux d'écrouissage après inversion de la décharge qui ne sera pas considérée dans les modèles de comportement.

Les lois de comportement, détaillées dans la deuxième partie, sont choisies parmi les lois de comportement présentes dans le logiciel Pamstamp2G. On choisit pour l'alliage d'aluminium la loi de Voce pour décrire l'écrouissage isotrope, le critère de plasticité de Hill48 et un écrouissage cinématique de Armstrong-Frederick. Seule l'évolution de l'écrouissage isotrope change pour l'acier E220BH avec l'adoption de la loi de Swift.

La dernière partie présente l'identification des paramètres des lois de comportement réalisée avec le logiciel SiDoLo par minimisation de l'écart entre les données simulées et les données expérimentales par une méthode de type gradient. On détermine pour les deux nuances les paramètres de trois lois de comportement de manière à observer, dans les chapitres suivants, leur influence sur les résultats numériques du sertissage. La première loi adoptera une surface de charge de von Mises avec un écrouissage isotrope. La deuxième, un critère de plasticité anisotrope et une loi d'écrouissage isotrope. Finalement, une dernière loi a été identifiée avec un critère de plasticité anisotrope et un écrouissage mixte. Les résultats obtenus montrent que ce dernier modèle permet de bien prendre en compte des comportements observés aussi bien en traction qu'en cisaillement.

Chapitre 3

Essais expérimentaux de sertissage

3.1 Introduction

La première partie de ce chapitre présente les différents essais expérimentaux qui ont été réalisés lors d'études précédentes au sein de PSA Peugeot Citroën sur le sertissage classique. Ces essais s'appuient sur des géométries simples, présentant des rayons dans le plan ou encore des rayons de galbe concaves ou convexes. Ces géométries constituent un échantillon représentatif d'un ouvrant automobile (Figure 3.1). L'objectif principal de ces essais est de déterminer l'influence de différents paramètres du procédé, tel que la hauteur de bord, la valeur du rayon dans le plan, etc., sur la géométrie finale de l'éprouvette ainsi que sur l'apparition des défauts d'aspect. Cette base de données expérimentale a également permis la comparaison par rapport à la modélisation du procédé par la méthode des éléments finis ainsi que l'ajustement des paramètres numériques adoptés tel que le coefficient de frottement. Ces essais sont toutefois limités à des géométries simples et les protocoles d'essais ne permettent pas de reproduire l'histoire des déformations que subit la tôle dans les cas industriels, avant d'être mise en forme par sertissage. Cette limitation ne permet pas l'analyse de l'apparition de l'endommagement ductile sur la zone pliée, qui est liée à la forte localisation de la déformation plastique. Ce phénomène est difficilement prévisible et important à prendre en compte car il participe fortement à la non conformité de la liaison sertie.

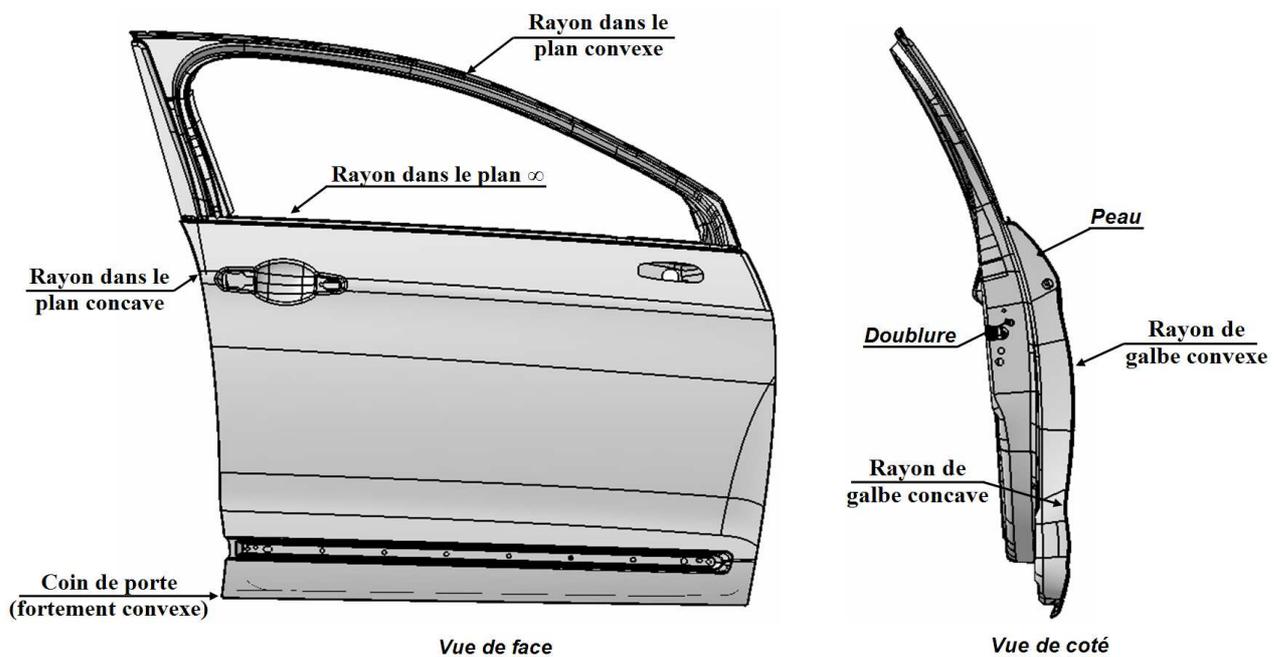


FIG. 3.1 – Visualisation des combinaisons de courbures et de galbes que l'on peut trouver sur une portière (projet de porte avant du nouveau C5).

Une campagne d'essais a donc été mise en place au cours de cette étude afin de compléter la base expérimentale de PSA Peugeot Citroën. Ces nouveaux essais intègrent différentes géométries, combinant des rayons dans le plan et des galbes, ainsi que des prédéformations équivalentes au procédé d'emboutissage. L'essai d'expansion biaxiale est utilisé afin d'obtenir des valeurs de galbe et de prédéformation représentatives de certaines zones d'un ouvrant automobile. La découpe des éprouvettes après l'expansion biaxiale permet ensuite l'obtention des combinaisons avec les rayons dans le plan que l'on souhaite étudier. Cette base experimen-

tale servira de référence à la comparaison de la simulation numérique avec des résultats d'un protocole d'essais proches d'une démarche industrielle d'obtention d'un ouvrant automobile. D'autre part, le dispositif de sertissage conçu au cours de cette étude est utilisé aussi pour les essais de sertissage par roulage. A l'image de ce qui a été fait pour le sertissage classique, ces essais permettent de déterminer la sensibilité des galbes et des rayons dans le plan sur la géométrie finale de la liaison sertie ainsi que la calibration de la simulation numérique du sertissage par roulage.

La première partie de ce chapitre rappelle tout d'abord les résultats obtenus par C. Lange [6] sur des éprouvettes planes à bords droits, concaves et convexes. Les premiers travaux numériques de ces travaux de thèse ont été menés sur ces géométries, c'est pourquoi le protocole d'essais sera présenté succinctement. La deuxième partie est consacrée à la présentation du dispositif ainsi que le protocole des essais de sertissage classique et par roulage. Enfin, l'étude de la sensibilité des paramètres géométriques sur la valeur des enroulements ou encore des angles d'ouverture, est détaillée.

3.2 Essais sur éprouvettes planes

L'objet de cette partie est de présenter les essais de sertissage réalisés par PSA Peugeot Citroën sur des éprouvettes à bords droit et courbe, pour caractériser l'évolution de la géométrie des éprouvettes entre les différentes phases de sertissage ainsi que les efforts mis en jeu. Les résultats de ces essais expérimentaux ont été repris dans le cadre de cette étude de manière à compléter la faisabilité de la simulation numérique sur des cas simples.

Les éprouvettes sont issues directement de tôles des ateliers de production et sont prédécoupées de manière à être tombées à l'aide d'une presse industrielle. Les deux côtés de l'éprouvette sont tombés pour faciliter le calage de l'éprouvette dans la sertisseuse et pour limiter le vrillage. Bien que la presse, d'une capacité maximale de 800 tonnes, soit instrumentée, les efforts générés lors du tombage des bords de ces éprouvettes d'environ 400 mm de long sont trop faibles par rapport à la précision du capteur de force pour pouvoir être exploités.

A l'étape de tombage, la peau est maintenue entre une matrice et un serre-flan avec un effort constant de 70 ± 10 kN, n'autorisant aucun mouvement rigide du flan sous la matrice. Une lame fléchit le bord de tôle contre la matrice, avec un rayon de tombage de 2 mm dans le cas de l'alliage d'aluminium et de 0.5 mm dans le cas de l'acier. Le jeu entre la lame et la matrice est exactement égal à l'épaisseur de la tôle : 1 mm pour l'alliage d'aluminium et 0.67 mm pour l'acier de façon à éviter le laminage. La lame de tombage a un rayon de 2.75 mm. Il est à noter que ce paramètre a peu d'influence sur l'effort de réaction de la lame ou sur les valeurs du retour élastique [14]. La vitesse de la lame de tombage est de l'ordre de 250 mm.s^{-1} conformément au procédé industriel.

A l'étape de présertissage et de sertissage, un presseur vient maintenir la doublure et le flan contre la matrice avec une pression de 3 MPa, de manière à n'avoir aucun mouvement rigide de la doublure sur le flan. La doublure puis le presseur sont positionnés par un système de cales pour assurer une bonne répétabilité des essais. Une seconde lame, de présertissage, possédant une inclinaison de 45° par rapport à l'horizontale vient incliner le bord précédemment tombé de la tôle. Sa course est déterminée de façon à obtenir un angle d'environ 45° après retour élastique. Les courses finales des lames sont imposées par des butées, la pression hydraulique augmente lors du contact lame/butée. Le dépassement de la pression de consigne impose le mouvement inverse de l'outil. Dans le cas du sertissage, une troisième lame vient plier la tôle contre la doublure ; sa position finale correspond à trois fois l'épaisseur de la tôle. La vitesse des outils est de l'ordre de 15 mm.s^{-1} , elle est du même ordre de grandeur que les vitesses utilisées sur les lignes de production.

Les positions du presseur et de la doublure sont déterminées par rapport aux éprouvettes à bord droit. Pour les éprouvettes en rétreint et en allongement, les rayons des outils sont concentriques. Le procédé de sertissage peut s'appliquer sur toute la périphérie d'un ouvrant, l'orientation de la zone pliée par rapport à la DL n'est donc pas unique. Dans le cas de ces éprouvettes, la direction de laminage est prise arbitrairement, dans le sens de la longueur pour l'acier et dans le sens de la largeur pour l'alliage d'aluminium. Pour faciliter la comparaison entre les différentes configurations des éprouvettes galbées, l'orientation de la direction de laminage sera identique pour les deux matériaux.

3.2.1 Éprouvette R0

Cette configuration correspond à une géométrie plane avec un rayon infini dans le plan (Figure 3.2). On observe généralement, en production, que cette géométrie génère les enroulements les plus importants.

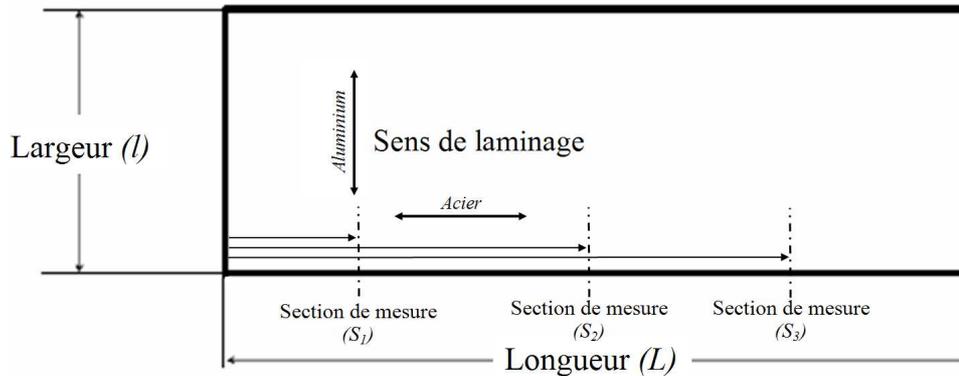


FIG. 3.2 – Géométrie de la peau et la doublure de l'éprouvette R0. $L = 400$ mm, $l = 117.1$ mm pour la peau, 96.1 mm pour la doublure en alliage d'aluminium et 94.6 mm pour la doublure en acier.

TAB. 3.1 – Position des sections de mesure et valeurs des enroulements sur l'éprouvette R0.

	Épaisseur (mm)	Numéro de section	Position mesure (mm)	Enroulement présertissage (mm)	Enroulement sertissage (mm)
A6016	1 ± 0.01	S_1	100	1.75 ± 0.04	1.66 ± 0.03
		S_2	200	1.73 ± 0.04	1.62 ± 0.04
		S_3	300	1.70 ± 0.05	1.55 ± 0.05
E220BH	0.67 ± 0.01	S_1	100	0.82 ± 0.04	0.70 ± 0.05
		S_2	200	0.78 ± 0.06	0.68 ± 0.03
		S_3	300	0.74 ± 0.03	0.66 ± 0.03

Les valeurs de hauteur de bord obtenues pour cette configuration sont assez constantes le long de l'éprouvette, égales à 8.56 ± 0.04 mm pour l'alliage d'aluminium et de 8.54 ± 0.05 mm pour l'acier. Elles se rapprochent des valeurs adoptées dans la majorité des cas industriels, permettant une bonne tenue de l'assemblage en limitant le risque d'apparition de plis. On observe une dispersion des hauteurs de bord qui est maximum au niveau des bords de l'éprouvette. Ces résultats soulignent le fait que la position des éprouvettes dans les outils n'est pas symétrique et/ou que le parallélisme des outils n'est pas parfait. Ces problèmes sont sans doute accentués par l'adoption d'une longueur importante des éprouvettes (400 mm). Les enroulements ont été mesurés selon les sections présentées sur la figure 3.2. Les valeurs des enroulements mesurés au pied à coulisse (précision égale à $2 \cdot 10^{-2}$ mm) sont issues d'une moyenne de 15 essais (Tableau 3.1). Comme pour les valeurs de hauteurs de bord, on constate une dissymétrie des valeurs d'enroulement sur les différentes sections. Ces valeurs sont assez

élevées pour l'alliage d'aluminium, de l'ordre de 1.5 fois l'épaisseur de la tôle. Dans le cas des éprouvettes en acier, la valeur de l'enroulement est inférieure à celle des éprouvettes A6016 et de l'ordre de l'épaisseur tôle. Cette différence s'explique essentiellement par l'épaisseur de la tôle ainsi que par le rayon de tombage plus faibles. Cette géométrie servira de référence quant à l'effet des rayons de courbure sur les efforts mis en jeu ainsi que sur la géométrie finale obtenue.

La figure 3.3 présente l'évolution des efforts de présertissage et de sertissage. Les efforts F_z représentent les efforts de réaction suivant la direction de travail de la lame et l'effort F_x , l'effort de réaction suivant la direction perpendiculaire au bord tombé. Les allures des courbes sont similaires aux études précédentes [3].

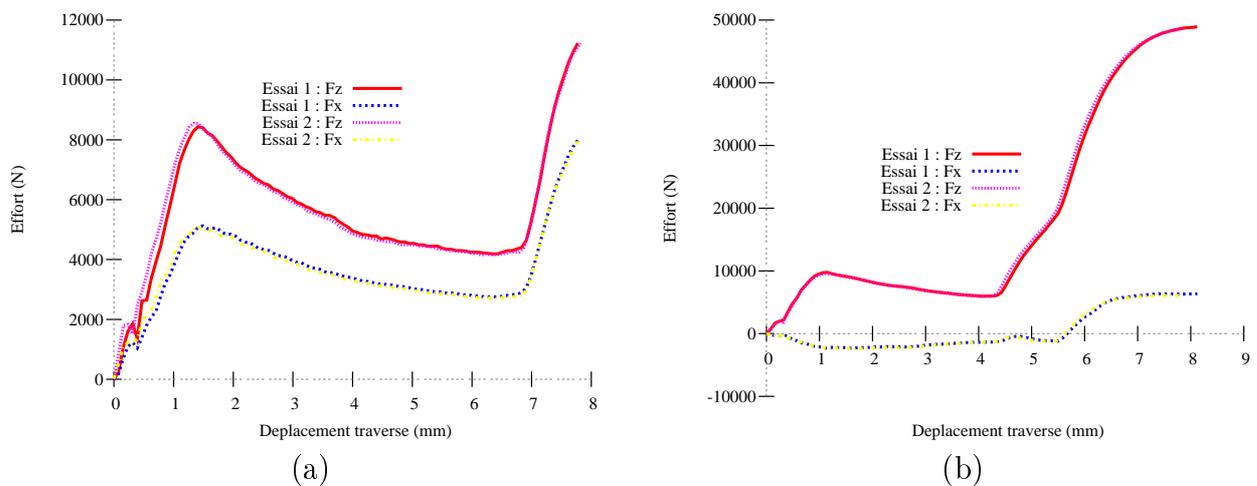


FIG. 3.3 – Évolution des efforts a) de présertissage et b) de sertissage pour la configuration R0 en alliage d'aluminium.

3.2.2 Éprouvette R250

Cette éprouvette possède un rayon convexe dans le plan ce qui génère un état de compression circonférentielle lors de l'opération de tombage, de présertissage et de sertissage (Figure 3.4). Les hauteurs de bord de ces éprouvettes sont égales à 8.6 ± 0.1 mm.

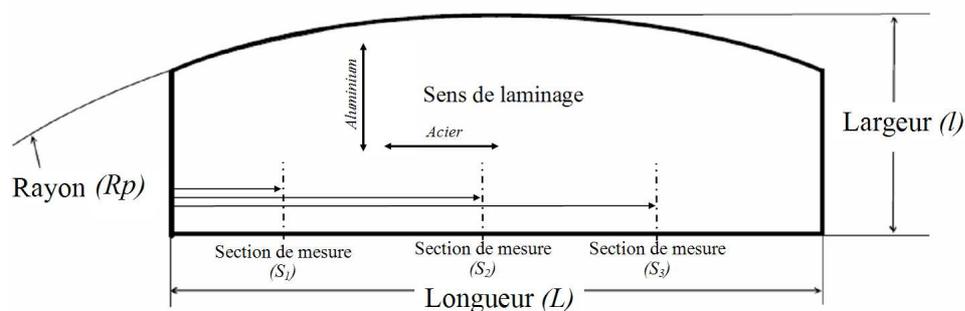


FIG. 3.4 – Géométrie des peaux et des doublures de l'éprouvette R250. $L = 321$ mm, $l = 115.4$ mm et $R_p = 257$ mm pour la peau et $l = 94.6$ mm et $R_p = 247$ mm pour la doublure.

TAB. 3.2 – Position des sections de mesure et valeurs des enroulements sur l'éprouvette R250.

	Épaisseur (mm)	Numéro de section	Position mesure (mm)	Enroulement présertissage (mm)	Enroulement sertissage (mm)
A6016	1 ± 0.01	S_1	60	1.43 ± 0.16	1.41 ± 0.14
		S_2	160	1.04 ± 0.04	0.98 ± 0.04
		S_3	260	1.25 ± 0.11	1.19 ± 0.13
E220BH	0.67 ± 0.01	S_1	60	0.51 ± 0.19	0.40 ± 0.18
		S_2	160	0.40 ± 0.05	0.33 ± 0.05
		S_3	260	0.52 ± 0.14	0.34 ± 0.11

Conformément aux travaux antérieurs [14], on constate que l'enroulement au centre de l'éprouvette, qui est de l'ordre de l'épaisseur de la tôle, est inférieur à celui des extrémités. Les résultats sont présentés dans le tableau 3.2. Les états de compression circonférentielle non négligeables ($\varepsilon_{\theta\theta} \approx 0.03$) ont donc tendance à augmenter la valeur du rayon dans le plan pour tendre vers un bord droit (Figure 1.19, page 25). Les valeurs d'enroulement dans ce cas sont très faibles et inférieures à l'épaisseur de la tôle. La dispersion est plus importante dans le cas de cette configuration. La mesure au pied-à-coulisse est en effet réalisée suivant des sections parallèles aux bords droits de l'éprouvette et la mise en place de l'appareil de mesure sur un bord courbe est difficile.

La méthode des sections parallèles peut également altérer les mesures de l'enroulement obtenues sur un bord courbe et ne correspond pas aux mesures réalisées sur les ouvrants industriels. En effet, si on considère deux demi-cercles concentriques, dont l'un représente le rayon de l'éprouvette après tombage (R_T), et l'autre le rayon après présertissage (R_{PS}), les cercles concentriques signifient que l'enroulement e_{PS} est constant le long de l'éprouvette et peut se mesurer par $e_{PS} = R_T - R_{PS}$ (Figure 3.5). Si l'on mesure l'enroulement suivant une droite ($d_2 - d_1$, section parallèle aux bords), la mesure devient alors :

$$e_{ps} = d_2 - d_1 = \sqrt{R_T^2 - d^2} - \sqrt{R_{PS}^2 - d^2} \quad (3.1)$$

avec d , la distance de mesure par rapport au centre. La mesure obtenue est une fonction de la valeur de l'enroulement réel et de la distance de mesure. Pour $R_T > R_{PS}$, la valeur de l'enroulement sera correcte au centre mais augmentera aux bords. On peut prendre l'exemple de la configuration R250 en alliage d'aluminium avec $R_T = 250$ mm et un enroulement au centre d'environ 1 mm (soit $R_{PS} = 249$ mm). La figure 3.5 montre un écart de 0.09 mm sur la mesure de l'enroulement à 100 mm du centre, correspondant à la section de mesure S_3 , soit un écart relatif d'environ 10%.

Toutefois, si on prend en compte cette modification pour calculer les enroulements, le phénomène observé par [5] subsiste (Chapitre 1). Ces auteurs mesurent l'enroulement selon les normales au rayon de courbure dans le plan, conformément aux procédures industrielles de PSA Peugeot Citroën. Les remarques sur l'influence des états de compression circonférentielle

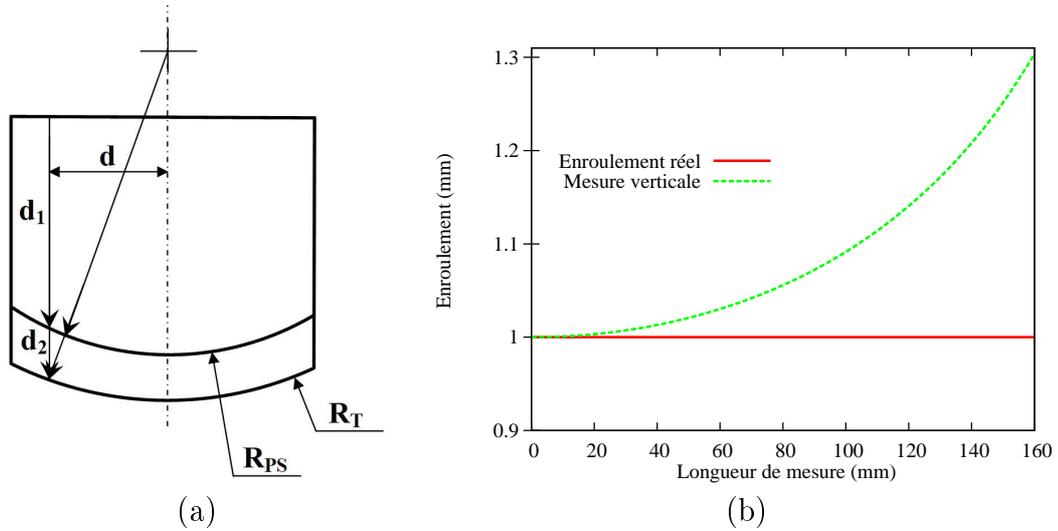


FIG. 3.5 – a) Schéma représentant une mesure suivant une section parallèle aux bords et normale au rayon dans le plan de l’enroulement sur une configuration en rétreint et b) résultat sur la mesure de l’enroulement.

sur la géométrie finale sont donc encore valables. La campagne d’essais de sertissage réalisée dans le cadre de cette thèse seront menés de façon à contourner ces problèmes de mesure.

3.2.3 Éprouvette A250

Cette éprouvette possède un rayon concave dans le plan ce qui génère un état de traction circonférentielle lors de l’opération de tombage, de présertissage et de sertissage (Figure 3.6). Les hauteurs de bords de ces éprouvettes sont égales à 8.5 ± 0.1 mm.

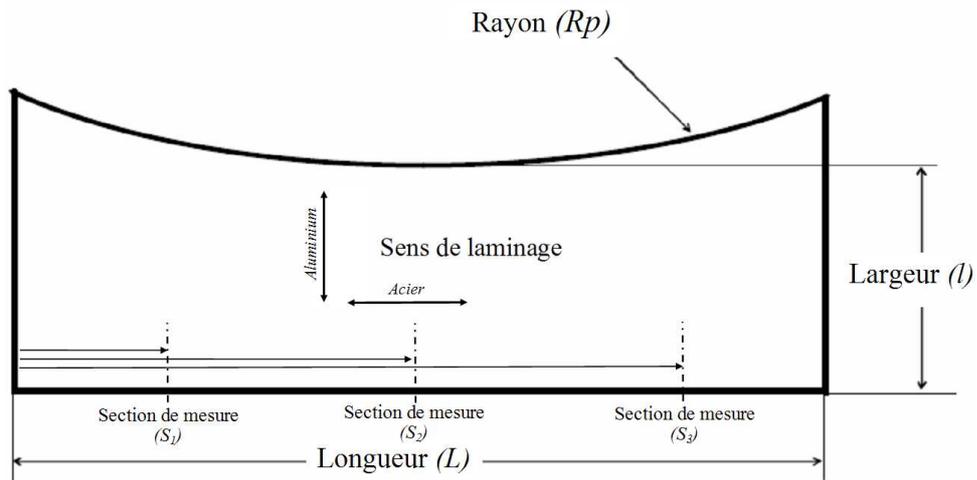


FIG. 3.6 – Géométrie de la peau et de la doublure de l’éprouvette A250. $L = 321$ mm, $l = 95.4$ mm et $R_p = 243$ mm pour la peau et $l = 74.6$ mm et $R_p = 253$ mm pour la doublure.

Le tableau 3.3 montre une tendance inverse à la configuration R250. On remarque en effet une accentuation de la courbure au cours du présertissage et du sertissage, c’est-à-dire une

TAB. 3.3 – Position des sections de mesure et valeurs des enroulements sur l'éprouvette A250.

	Épaisseur (mm)	Numéro de section	Position mesure (mm)	Enroulement présertissage (mm)	Enroulement sertissage (mm)
A6016	1 ± 0.01	S_1	60	1.11 ± 0.11	1.05 ± 0.11
		S_2	160	1.06 ± 0.03	1.01 ± 0.04
		S_3	260	1.18 ± 0.15	1.17 ± 0.17
E220BH	0.67 ± 0.01	S_1	60	0.46 ± 0.12	0.33 ± 0.12
		S_2	160	0.44 ± 0.14	0.28 ± 0.05
		S_3	260	0.53 ± 0.14	0.51 ± 0.15

diminution de la valeur du rayon de courbure dans le plan. Toutefois, si on modifie les mesures pour s'affranchir de la position de la section, cet effet est annulé et l'on observe une évolution constante de l'enroulement entre le centre et les extrémités. Ce constat souligne bien l'importance de la méthode de mesure adoptée. Comme pour les éprouvettes R250 en alliage d'aluminium, la valeur de l'enroulement au centre est de l'ordre de l'épaisseur de la tôle, ce qui est généralement observé sur les ouvrants automobiles.

La géométrie engendrant des états de traction circonférentielle ne semble donc pas faire varier d'une façon particulière l'enroulement le long de l'éprouvette. La limitation à trois sections de mesure ne permet toutefois pas d'obtenir une bonne idée de l'évolution globale de l'enroulement. Lors des essais réalisés pour ce travail, les sections seront mesurées suivant la normale au rayon de courbure de l'éprouvette, et un grand nombre de sections sera utilisé.

3.2.4 Conclusion

Ces premiers essais de sertissage ont permis de recueillir les informations nécessaires à la comparaison avec la simulation numérique. Ces géométries ont notamment permis de déterminer l'influence des rayons de courbure dans le plan sur l'évolution de l'enroulement. On constate qu'un état de compression circonférentielle relativement important engendre une augmentation de la valeur du rayon de courbure dans le plan de la liaison sertie. En revanche, les configurations possédant un bord droit et un rayon concave dans le plan semblent engendrer une évolution constante de l'enroulement le long de l'éprouvette. Les résultats sur ces géométries serviront de référence lors de l'étude des éprouvettes combinant des galbes et des rayons de plan.

On observe néanmoins plusieurs problèmes dus à la longueur importante des éprouvettes, ou encore à la technique de mesure au pied-à-coulisse suivant trois sections parallèles. Les essais de sertissage qui sont présentés par la suite sont menés dans le souci d'améliorer ce protocole d'essais.

3.3 Dispositif de sertissage

3.3.1 Géométries des éprouvettes étudiées

Ce dispositif a été conçu pour réaliser le sertissage classique, avec des lames, mais également le sertissage par roulage d'éprouvettes galbées, avec un robot de manipulation. Six configurations d'éprouvette en alliage d'aluminium et en acier ont été retenues, afin d'établir, pour différents galbes et courbures dans le plan, une base de données expérimentale sur les efforts mis en jeu et les caractéristiques géométriques. Ces données sont complémentaires de celles présentées dans la section 3.2, car les éprouvettes sont préalablement mises en forme par gonflement hydraulique. Elles possèdent donc un galbe et une histoire de déformation avant les étapes de tombage et de sertissage. La longueur des éprouvettes est choisie égale à 160 mm de manière à éviter le problème de positionnement dans les outils de tombage et de sertissage, observé lors des essais des éprouvettes planes. Cette valeur permet également l'obtention d'une zone importante sur l'éprouvette suffisamment éloignée des extrémités pour éviter des effets de bord.

Une étude sur les résultats obtenus en simulation d'emboutissage de plusieurs projets de PSA Peugeot Citroën a été réalisée afin de cibler les valeurs de rayon de galbe et de déformation plastique équivalente associée les plus pertinents à étudier. Différents types d'ouvrants (portières, capots et volets arrières) ont été analysés de manière à concevoir le dispositif correspondant à la problématique du sertissage de pièces fortement galbées. La figure 3.7 montre un exemple de mesure des rayons de galbe sur la maquette numérique d'un capot en alliage d'aluminium A6016, de 1 mm d'épaisseur. L'analyse effectuée sur cet ouvrant montre que les rayons de galbe couramment observés sur les parties serties sont de l'ordre de 125 mm pour les plus critiques et de 1500 mm en moyenne. La valeur limite est déterminée par l'apparition récurrente d'endommagement dans les zones pliées, essentiellement sur les ouvrants en alliage d'aluminium. Cette valeur de galbe critique est atteinte au niveau du coin inférieur gauche de la figure 3.7. L'analyse de la déformation plastique équivalente en fin d'emboutissage est présentée sur la figure 3.8. Pour les rayons de galbe compris entre 125 mm et 1500 mm, la déformation plastique équivalente varie entre 0.17 et 0.06. Les valeurs obtenues pour les ouvrants en acier sont similaires. Dans cette étude, le galbe des éprouvettes le plus important est déterminé de manière à observer un éventuel endommagement de la zone pliée après sertissage (déformation plastique équivalente de l'ordre de 0.1), tout en évitant l'apparition de criques importantes.

Le tableau 3.4 montre l'ensemble des configurations retenues. Les configurations R1R et A1R ont pour but d'observer l'influence d'un galbe important, respectivement en rétreint et en allongement, sur les efforts de sertissage ainsi que sur les enroulements. Les configurations R2R et A2R permettent de compléter cette étude pour des galbes de rayons supérieurs. Les résultats obtenus sur ces quatre configurations permettent également de déterminer le paramètre géométrique (rayon de galbe ou de courbure) le plus influent sur les résultats. Enfin, l'influence du rayon de courbure peut être étudiée en comparant les configurations R2R, R2A, avec, pour référence, la configuration R2D. Le rayon de courbure dans le plan est identique au rayon de courbure des éprouvettes planes présentées dans la section 3.2. Le positionnement de l'éprouvette dans les outils de tombage, appelé « drageage », permet d'obtenir des rayons de courbure du bord à 90° de l'ordre de 250 mm pour la configuration en rétreint et de l'ordre 254 mm, pour celles en allongement.

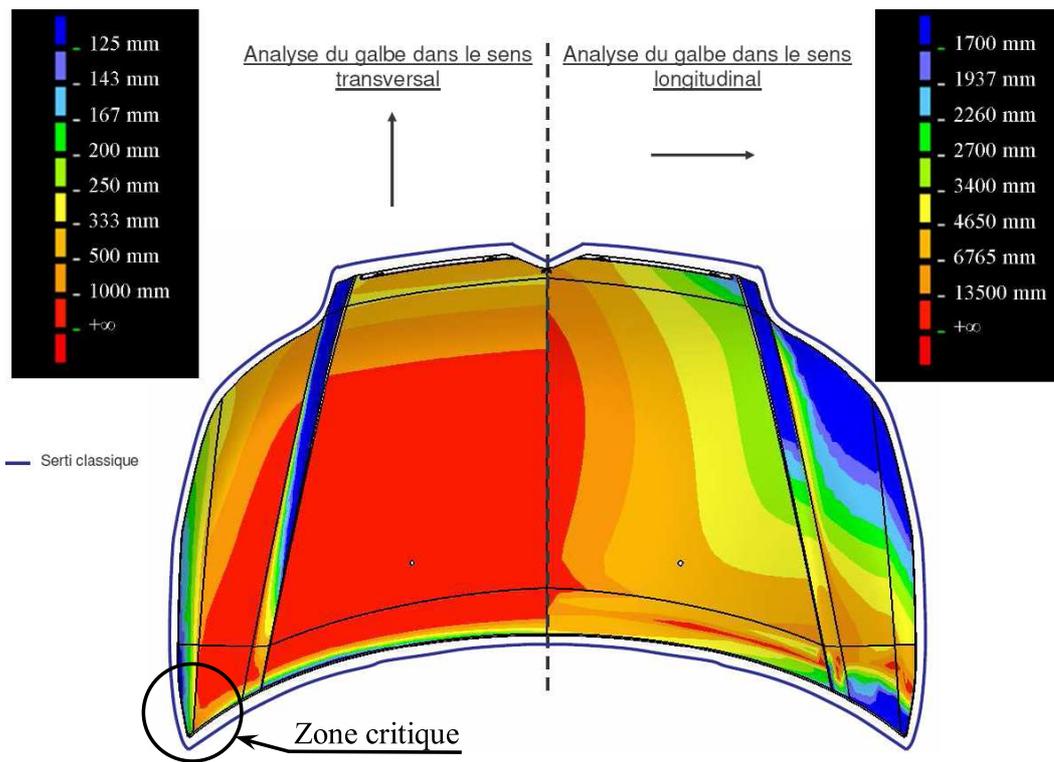


FIG. 3.7 – Analyse des rayons de galbes mesurés sur le capot B51.

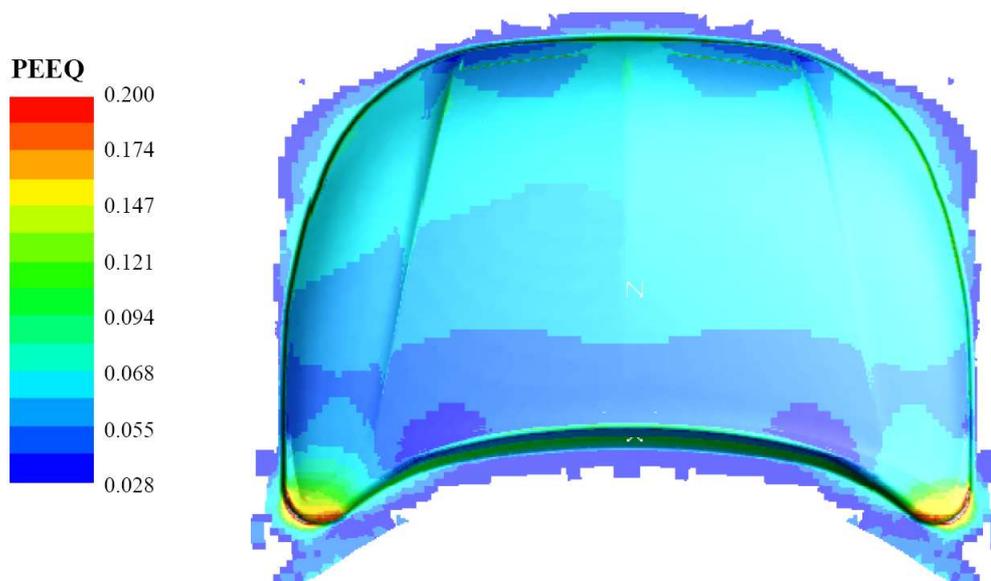


FIG. 3.8 – Analyse des valeurs de déformation plastique équivalente après emboutissage du capot B51.

TAB. 3.4 – Présentation des différentes configurations retenues et illustration des éprouvettes issues de la phase de tombage.

Configuration	Rayon de galbe	Orientation du galbe	Rayon de courbure	Orientation de la courbure	Aperçu après tombage
R1R	215 mm	Rétreint	258 mm	Rétreint	
A1R		Allongement			
R2R	386 mm	Rétreint	258 mm	Rétreint	
A2R		Allongement			
R2A		Rétreint	247 mm	Allongement	
R2D			Infini		

3.3.2 Conception du dispositif

Un dispositif de sertissage a été conçu et réalisé au cours de cette étude pour compléter la base expérimentale des éprouvettes planes. Les essais sont réalisés sur une machine d'essais de capacité 500 kN (Figure 3.9-(a)). Ce dispositif est constitué d'une partie fixe solidaire du bâti de la machine (plaque inférieure, figure 3.9-(b)). Quatre colonnes assurent le guidage d'une plaque mobile (plaque intermédiaire) supportant les principaux outils de sertissage. Le vérin de la machine est utilisé pour pousser la plaque intermédiaire vers la plaque supérieure. C'est sur cette dernière que sont fixées les lames de tombage, présertissage et sertissage. Elle est libre en translation sur les colonnes et fixée au capteur de force de la machine.

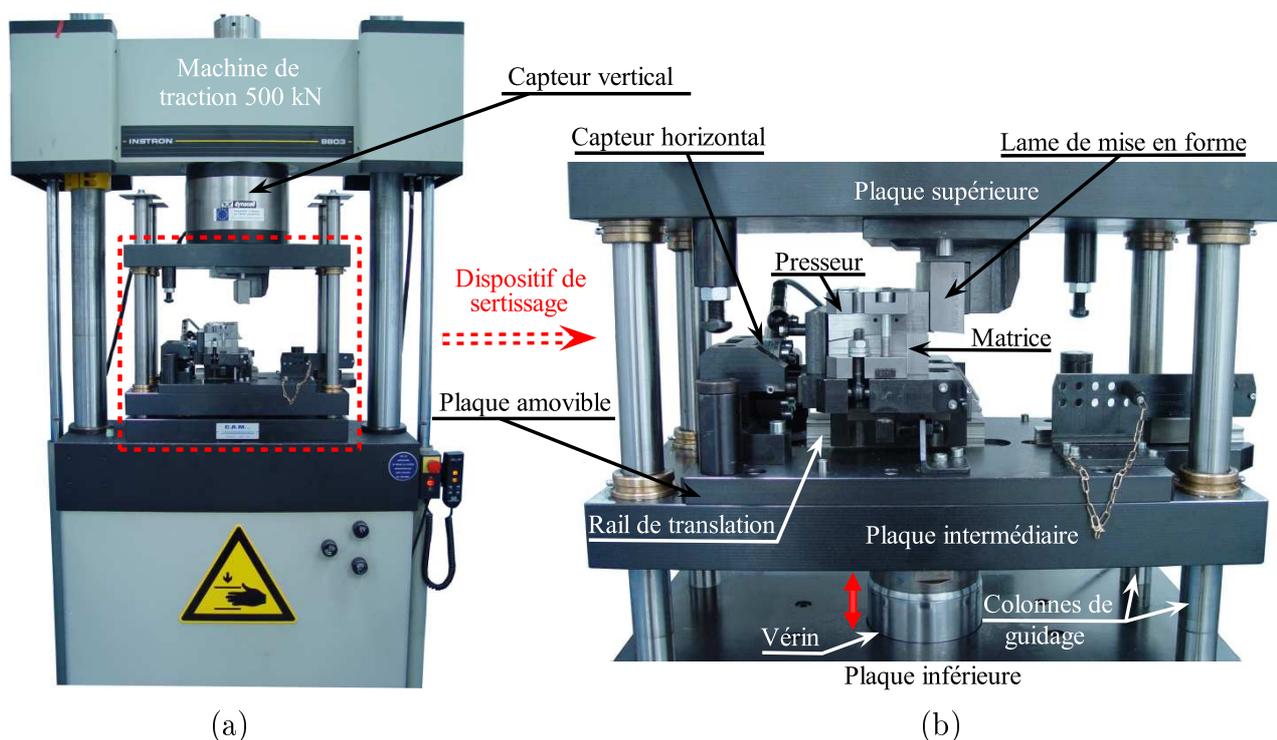


FIG. 3.9 – a) Dispositif de sertissage dans la machine d'essais de capacité maximum 500 kN et b) photographie du dispositif en cours d'essai.

Une plaque amovible est fixée sur la plaque intermédiaire contenant les matrices et les presseurs. La matrice est placée sur un rail permettant de transmettre les efforts horizontaux au capteur de force d'une capacité de ± 50 kN. Cette capacité a été estimée par des simulations numériques préliminaires des différentes étapes. Ces résultats ont montré que des plis importants peuvent être générés au cours du procédé. Pour chaque configuration testée, des jeux d'outils pour le tombage, le présertissage et le sertissage ont été réalisés.

3.3.3 Obtention du galbe des éprouvettes

L'essai d'expansion biaxiale est utilisé pour obtenir le galbe de l'éprouvette. Le dispositif (Figure 3.10) de cet essai est composé d'une matrice et d'un serre-flan, maintenu par le serrage de 12 vis avec un couple constant de 136 Nm. Un jonc est ajouté sous toute la périphérie du serre-flan de façon à supprimer l'écoulement de la tôle et à réaliser ainsi un encastrement. Les éprouvettes utilisées sont des flans circulaires de diamètre $D = 325$ mm, contenant 12 trous de diamètre 15 mm sur tout le pourtour. Le gonflement de la tôle est obtenu par l'application d'une pression d'huile à l'aide d'une pompe électrique. Le suivi de la forme du flan au cours de l'essai est obtenu par trois capteurs de déplacement dont un est placé au centre de l'éprouvette, les deux autres étant diamétralement opposés à une distance de 50 mm du centre ; un capteur de pression mesure la pression dans le fluide.

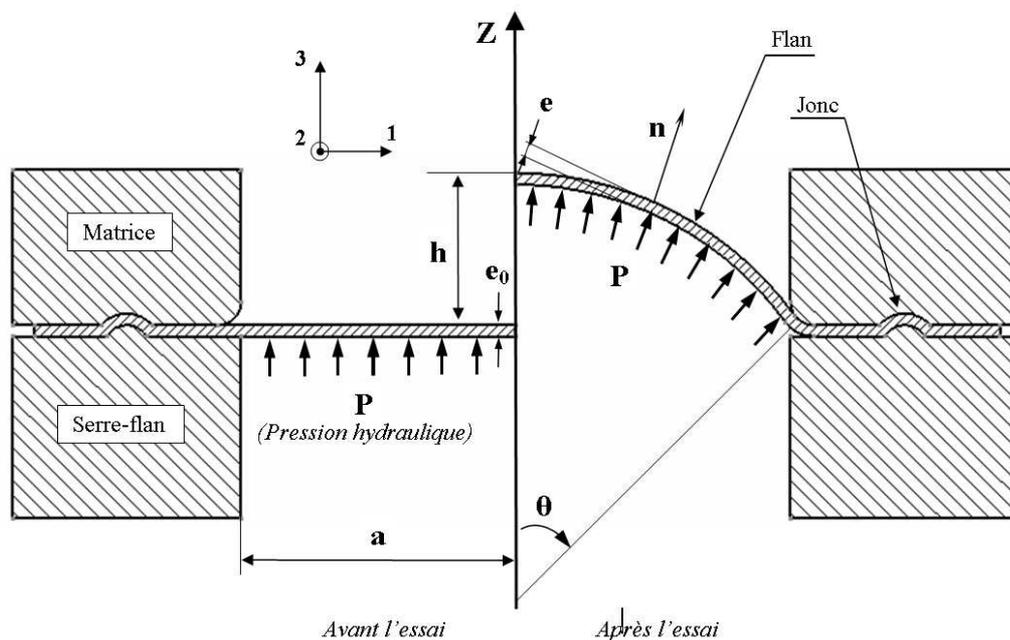


FIG. 3.10 – Schéma de principe de l'expansion biaxiale.

Une étude préalable par simulation numérique a montré qu'un galbe de 215 mm permet d'atteindre une déformation plastique équivalente maximale de l'ordre de 0.15. A titre de comparaison et pour déterminer l'influence du galbe sur les efforts mis en jeu et la géométrie finale, un second galbe sera étudié. Un galbe de 390 mm, qui donne une déformation plastique équivalente au pôle de 0.05, est choisi de manière à éviter un endommagement important de la zone pliée et parce qu'il est représentatif de certaines zones des ouvrants. Pour obtenir les galbes souhaités, le critère de fin de l'essai est la valeur maximale du déplacement du capteur central, qui est identique pour les deux matériaux et dont les valeurs obtenues numériquement sont données sur la figure 3.11.

Des mesures par corrélation d'images (Aramis) et sur une machine à mesure tridimensionnelle (MMT) ont validé la valeur du rayon de galbe obtenu numériquement en fonction du déplacement du point central pour le galbe de 215 mm. Une photographie du flan est réalisée avant et après mise en forme pour mesurer les déplacements de la tôle car on ne peut mesurer la

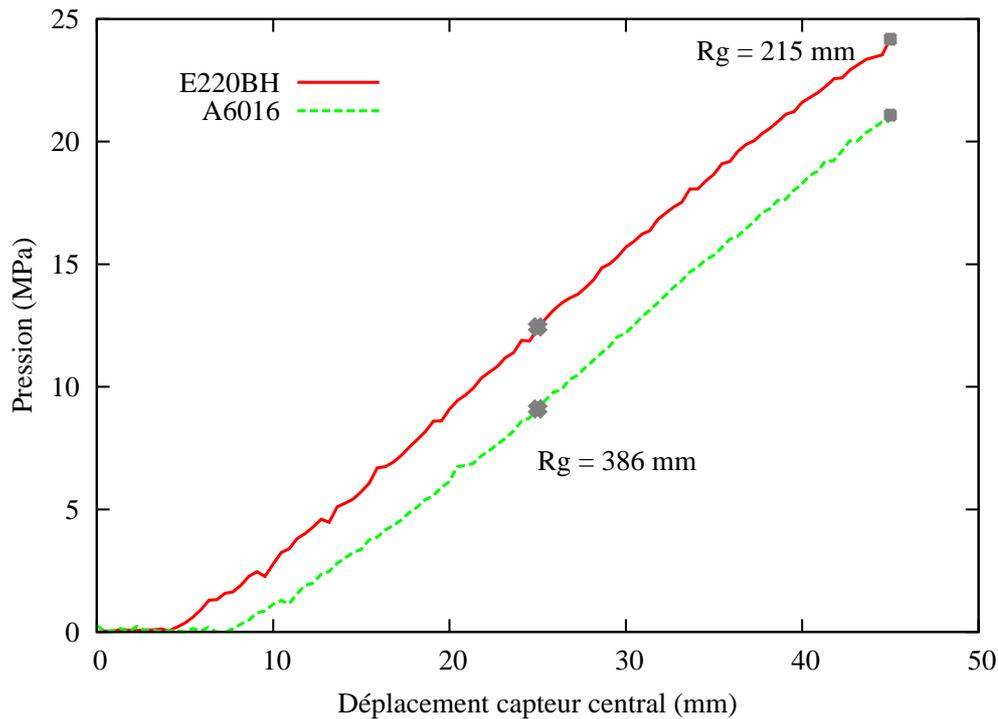


FIG. 3.11 – Essais d'expansion biaxiale sur les deux matériaux et critères d'arrêt associés aux rayons de galbe de 386 mm et 215 mm.

déformation au cours de l'essai à cause de la vitre de protection. Le tableau 3.5 présente les variations d'épaisseur pour les deux rayons de galbe et la mesure du rayon de galbe de 215 mm. L'intervalle de mesure sur l'épaisseur finale représente la différence d'amincissement de la tôle entre un point sur le pôle et un point situé à 80 mm de celui-ci (la moitié de l'éprouvette) généré par un procédé de mise en forme non-homogène.

TAB. 3.5 – Résultats obtenus avec Aramis et MMT sur les essais d'expansion biaxiale pour les deux rayons de galbe.

		Épaisseur initiale (mm)	Épaisseur finale (mm)	Mesure du galbe (mm)
A6016	R215	1 ± 0.01	0.85 ± 0.02 (-15%)	205 ± 3
	R386		0.94 ± 0.015 (-6%)	Non mesuré
E220BH	R215	0.69 ± 0.01	0.60 ± 0.02 (-13%)	202 ± 2.5
	R386		0.66 ± 0.015 (-4%)	Non mesuré

La peau et la doublure des différentes configurations sont obtenues selon le même procédé. Le critère d'arrêt de l'essai d'expansion biaxiale étant identique dans les deux cas, cela va générer un léger écart sur le galbe de la doublure. Cet écart est néanmoins négligeable face à la valeur de rayon de galbe souhaité et sera compensé lors du serrage des tôles dans les outils de sertissage.

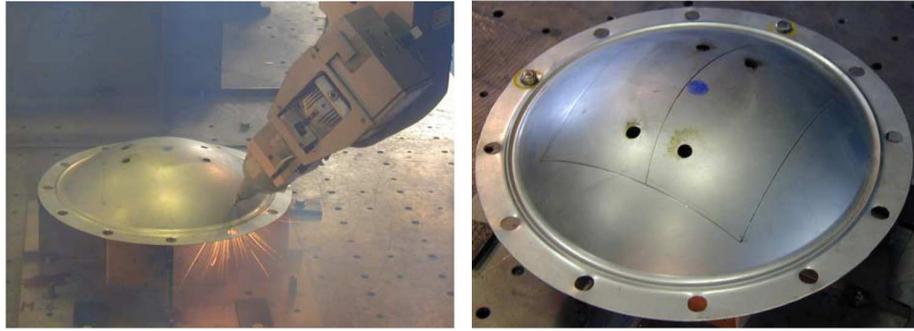


FIG. 3.12 – Découpe laser d'une configuration.

La géométrie finale des éprouvettes est obtenue par découpe laser. Cette technique donne une découpe de bonne qualité, de l'ordre du dixième de millimètre. Les lignes de découpe correspondant aux différentes peaux et doublures des configurations étudiées ont été réalisées à l'aide du logiciel Catia. La figure 3.12 montre la découpe d'une des configurations étudiées sur un flan issu de l'expansion biaxiale. Pour optimiser le nombre d'essais de gonflement à réaliser, deux géométries d'éprouvette sont découpées par configuration. La découpe de la tôle nécessite un outillage particulier permettant la mise en position de la tôle mais ne nécessite pas de dispositif de maintien de la tôle au cours du procédé.

3.3.4 Mesure de l'enroulement

Deux techniques ont été testées pour mesurer l'enroulement. Dans un premier temps, une MMT a été utilisée pour mesurer les points de la ligne sertie à la phase de tombage, de présertissage et de sertissage. Le principe de cette technique consiste à ne pas démonter l'éprouvette de la matrice et du presseur de présertissage entre les phases. Les surfaces de la matrice sont utilisées pour recréer un référentiel commun à toutes les mesures. La ligne de tombage est mesurée à une hauteur de 4 mm pour l'alliage d'aluminium (rayon de tombage intérieur + 2 mm) et à 3.2 mm pour l'acier (ce qui correspond à l'endroit où la marque du passage de la lame de tombage sur la tôle disparaît : Figure 3.13). Des erreurs de mesure liées à la difficulté de détection de l'extrémité des éprouvettes à l'aide d'un palpeur sphérique n'ont pas permis d'obtenir des résultats reproductibles. La technique de mesure au pied à coulisse s'est donc avérée plus précise et plus rapide sur les éprouvettes de cette campagne d'essai.

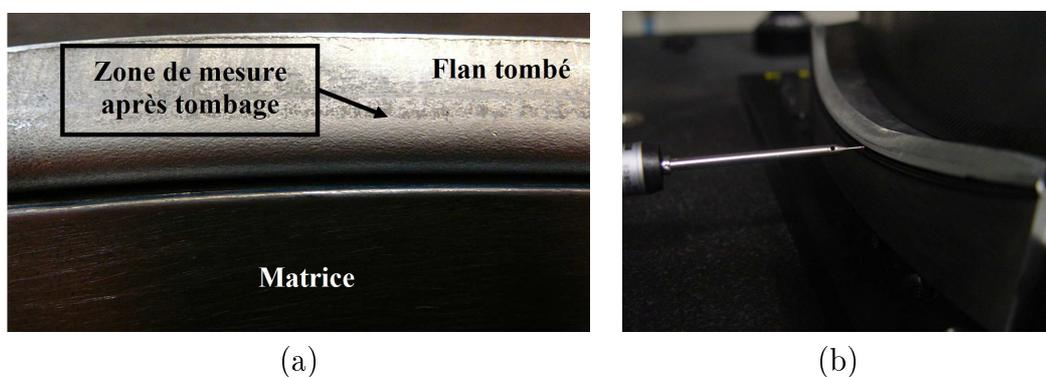


FIG. 3.13 – a) Ligne de mesure de l'enroulement sur l'éprouvette après la phase de tombage et b) photographie de mesure de la ligne de présertissage sur la MMT.

Pour pallier les problèmes de mesure rencontrés lors des essais sur éprouvettes planes, des trous ont été réalisés sur l'éprouvette lors de la découpe laser (Figure 3.14), pour pouvoir mesurer l'enroulement selon le rayon de courbure de l'éprouvette. Les trous situés à l'arrière permettent le placement du pied à coulisse et sont situés sur un cercle concentrique au rayon de courbure. Les autres trous déterminent la direction des sections sur l'éprouvette avant tombage. Toutes les mesures géométriques de la campagne d'essai ont donc été réalisées suivant ces sections après chaque étape. Suivant le rayon dans le plan adopté, les angles entre les sections de mesure des paramètres géométriques sont différents (Tableau 3.6).

TAB. 3.6 – Positionnement des sections de mesure selon les configurations étudiées.

Configuration	R1R	A1R	R2R	A2R	R2A	R2D
Intervalle de mesure (deg.)	± 17.25				± 13.25	-
Angle entre sections (deg.)	3.45				2.65	-
Longueur de mesure (mm)			-		-	± 80
Distance entre sections (mm)			-		-	15

L'enroulement après la phase de présertissage est calculé en retranchant la distance mesurée au tombage de la distance mesurée au présertissage, et l'enroulement au sertissage est calculé de façon similaire, entre la phase de tombage et la phase de sertissage. Les trous oblongs servent de calage latéral pour l'éprouvette dans les outils à l'aide de pions de centrage ainsi que pour le réglage de la valeur du drageage avant l'opération de tombage.

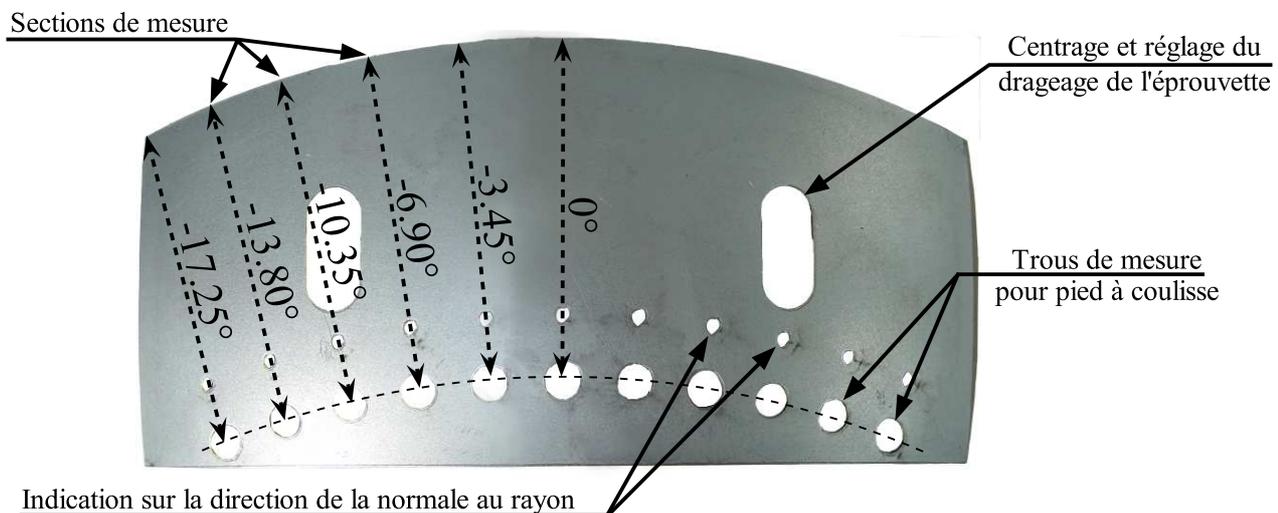


FIG. 3.14 – Exemple de définition des sections de mesure sur la configuration possédant un rayon dans le plan en rétreint et un galbe de rayon 215 mm (configurations A1R et R1R) ; la DL correspond, pour toutes les configurations, à la section de mesure à 0°.

3.3.5 Le tombage

Les paragraphes suivants présentent le protocole d'essais adopté pour permettre le tombage de l'ensemble des éprouvettes à sertir. Seuls les résultats obtenus sur les configurations A1R et

R1R seront détaillés. Le bilan des essais sur l'ensemble des configurations est regroupé dans un tableau permettant de déterminer l'influence des paramètres sur la géométrie de la liaison sertie. Le chapitre 4, concernant la simulation numérique du procédé de sertissage classique, présentera plus en détail les efforts et les enroulements obtenus.

La distance entre le bord de l'éprouvette et la matrice de tombage a été contrôlée manuellement. La position de la peau sur la matrice est ajustée de manière à obtenir une distance identique peau/matrice en trois points (au centre et au niveau des trous de centrage), avec une jauge de profondeur. La mesure de cette distance est réalisée perpendiculairement au rayon dans le plan. Les valeurs obtenues en chaque point et pour chaque configuration, après application de l'effort presseur, sont présentées dans le tableau 3.7. La vitesse de montée du plateau intermédiaire est de $15 \text{ mm}\cdot\text{min}^{-1}$. Le jeu entre la lame de tombage et la matrice est égal à l'épaisseur initiale de la tôle + 10% conformément au protocole industriel. L'effort de serrage est réalisé par trois vis dont le couplage de serrage permet d'atteindre un effort de 93 kN.

TAB. 3.7 – Drageage pour chaque configuration et illustration de la mesure avec la jauge de profondeur.

Configuration	R1R, A1R, R2R, A2R, R2A et A2D	Mesure sur éprouvette
A6016	7.0 mm \pm 0.1	 \longleftrightarrow drageage
E220BH	6.0 mm \pm 0.1	

La figure 3.15 présente la technique de mesure de la hauteur de bord au pied à coulisse, d'une précision de mesure de $\pm 0.02 \text{ mm}$, sur une configuration avec le galbe en rétreint. La mesure n'est pas parallèle à la hauteur de bord puisque le départ de la mesure est réalisée au début du rayon de tombage, mais elle correspond à celle qui est réalisée industriellement. L'angle d'ouverture est mesuré avec un rapporteur d'angle d'une précision de 0.5° . Le bord tombé et la tangente au galbe au niveau du rayon de tombage sont ainsi considérés comme référence.

La figure 3.16 présente la phase de tombage des deux configurations étudiées dans cette partie. Les mêmes outils ont été utilisés pour ces deux configurations puisque le rayon de tombage a été usiné sur la matrice et sur le presseur. Lors d'un changement de configuration, la matrice devient donc presseur, et vice versa. Seuls des outils de tombage ont été spécialement conçus pour l'alliage d'aluminium et pour l'acier puisque le rayon de tombage est différent (2 mm pour l'alliage d'aluminium et 0.5 mm pour l'acier). En modifiant les dimensions du presseur et de la matrice entre les deux matériaux étudiées, on peut conserver la même lame de tombage tout en respectant le jeu entre la matrice et la lame.

La figure 3.17 montre les hauteurs de bord obtenues pour les deux configurations, en alliage d'aluminium et en acier. Les barres d'erreur verticales représentent la dispersion de la mesure sur les six essais réalisés. Les dispersions sont généralement plus importantes sur les sections

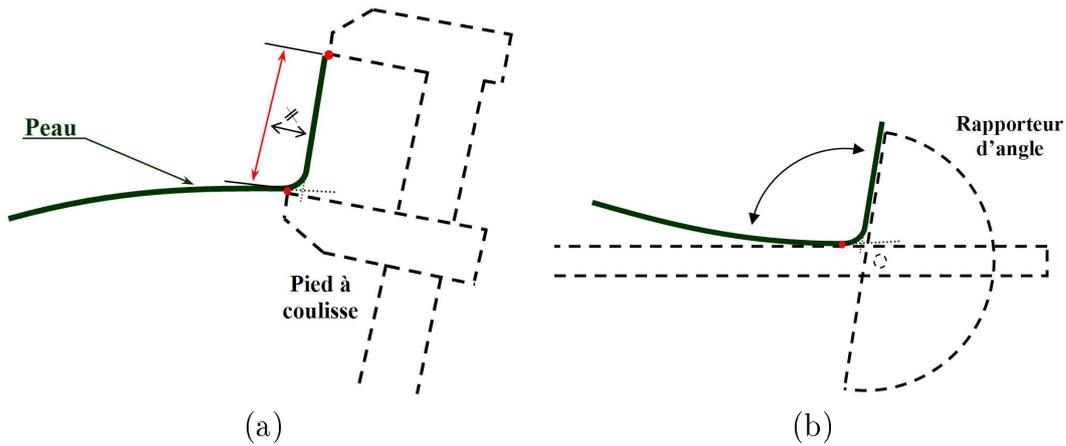


FIG. 3.15 – a) Mesure manuelle de la hauteur de bord au pied à coulisse et b) de l'angle d'ouverture après tombage par un rapporteur d'angle.

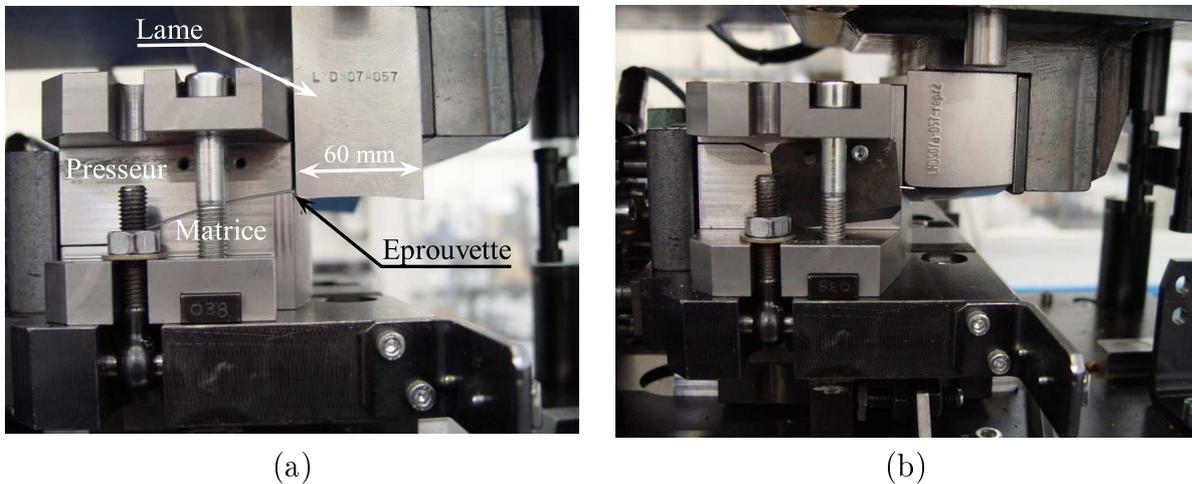


FIG. 3.16 – Configurations a) R1R et b) A1R en alliage d'aluminium au cours de l'opération de tombage.

proches des bords libres, liées aux difficultés de mise en position du pied à coulisse sur les bords courbes. On remarque dans les deux cas que la hauteur de bord est plus importante dans le cas de la configuration avec une combinaison d'un rayon de courbure en rétreint et d'un rayon de galbe en allongement, de l'ordre de 7% pour l'alliage d'aluminium et de 20% pour l'acier. La faible dissymétrie des résultats par rapport au centre de l'éprouvette montre le bon parallélisme entre le bord de la tôle et les outils.

Les différences sont plus marquées sur les angles d'ouverture présentés sur la figure 3.18. Dans le cas de l'alliage d'aluminium, on observe un écart maximum de l'ordre de 280%, situé au centre de l'éprouvette. L'évolution de l'ouverture est d'ailleurs très différente d'une configuration à l'autre. Dans le cas R1R, on observe une ouverture plus importante au centre, c'est-à-dire pour un état de compression maximum. L'angle d'ouverture diminue ensuite vers les bords libres de l'éprouvette. Pour la configuration A1R, les mesures sur l'éprouvette ne sont basées que sur cinq sections pour des problèmes de dispersions importantes entre les mesures. On retrouve une ouverture plus importante aux bords de l'éprouvette due au galbe, et au centre due au rayon de courbure.

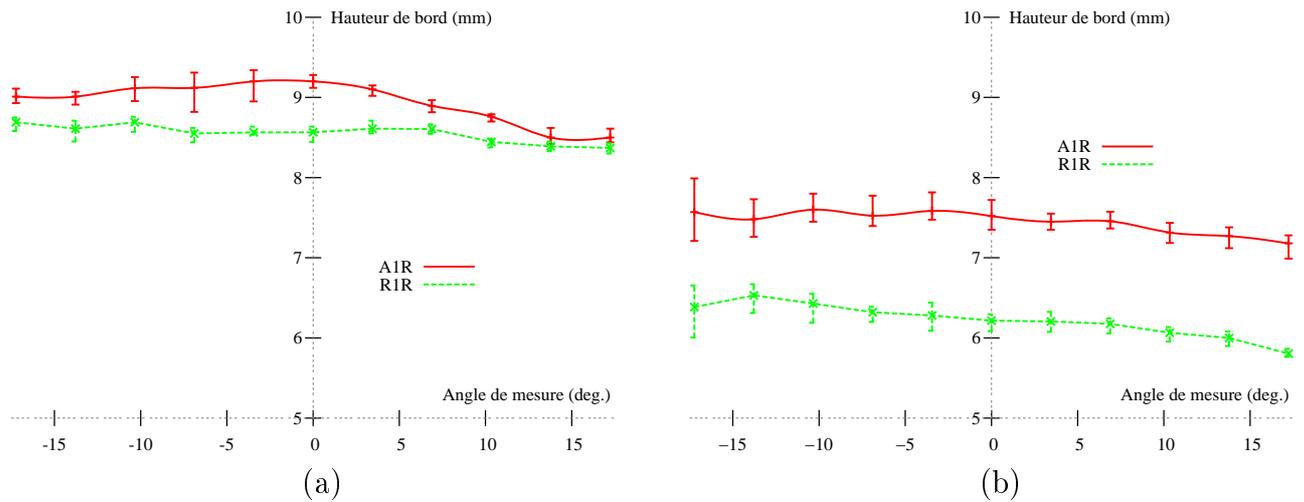


FIG. 3.17 – Hauteur de bord après tombage pour les configurations A1R et R1R a) en alliage d'aluminium et b) acier.

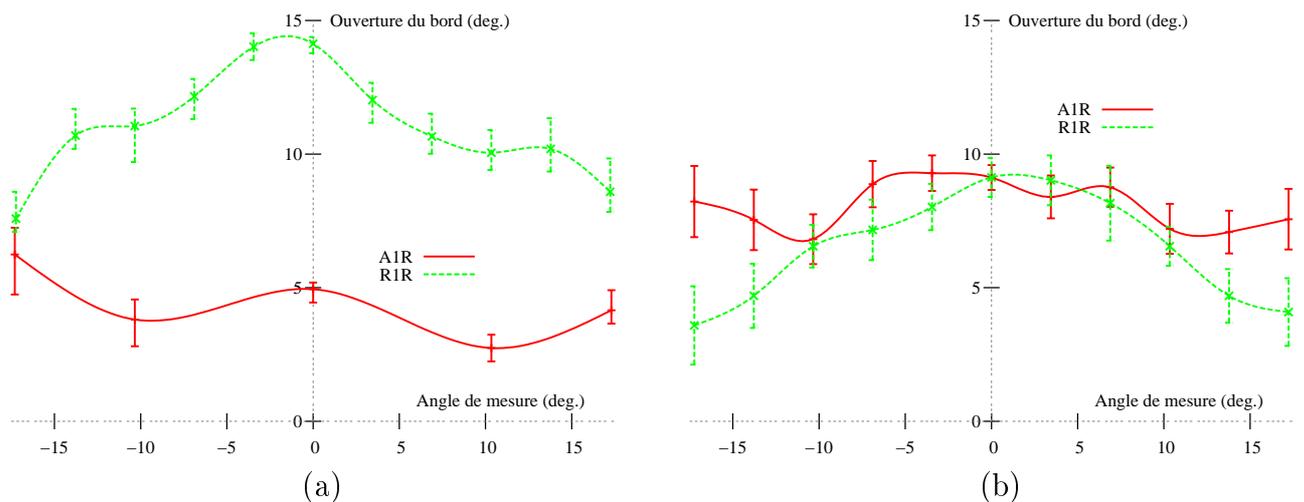


FIG. 3.18 – Angle d'ouverture après tombage sur les configurations A1R et R1R a) pour l'alliage d'aluminium et b) l'acier.

Au cours de l'opération de tombage, les efforts verticaux et horizontaux sont relevés (Figure 3.19). Le signe des efforts a été choisi de manière à faciliter la lecture des différents résultats sur les graphiques.

La figure 3.20 présente l'évolution des efforts au cours du tombage. Pour les deux matériaux, le tombage de la configuration R1R présente des efforts de réaction sur la lame (efforts verticaux) et sur la matrice (efforts horizontaux) plus importants. Cette observation est corrélée à la sensibilité aux plis plus importante de la configuration R1R, observée expérimentalement pour des valeurs de drageage légèrement supérieures. La différence est plus marquée pour la configuration en acier avec des écarts de l'ordre de 100%, contre environ 15% pour l'alliage d'aluminium.

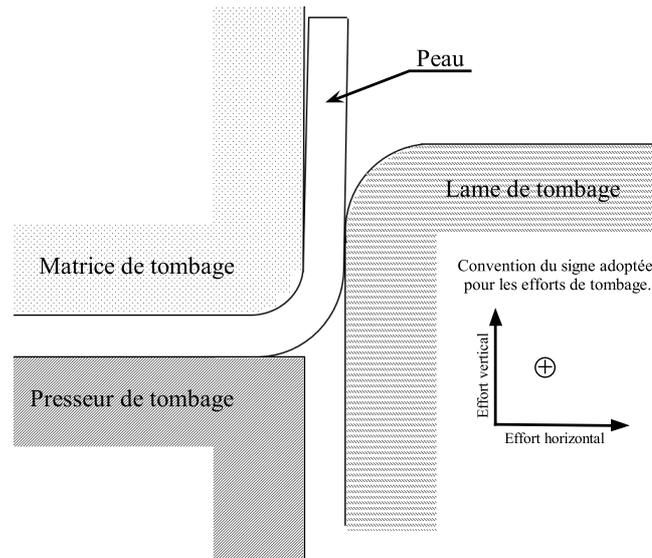


FIG. 3.19 – Schéma définissant les efforts horizontal et vertical obtenus au cours du tombage et la convention adoptée du signe des efforts.

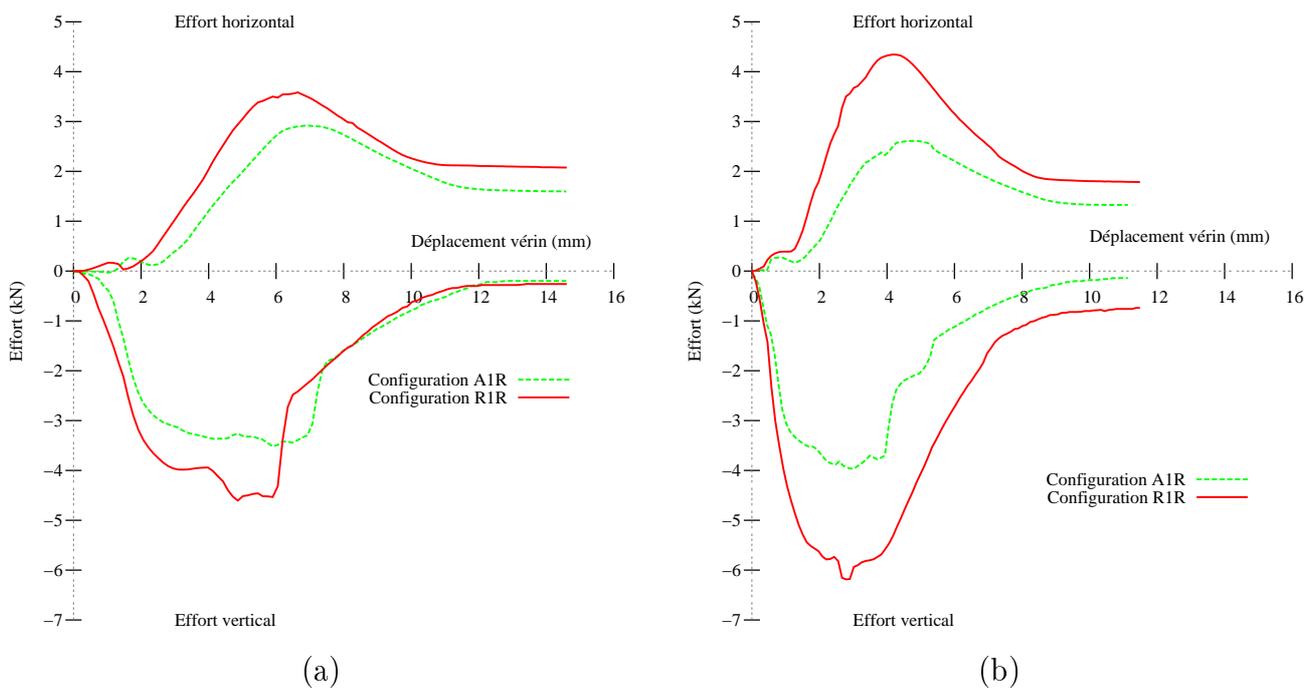


FIG. 3.20 – Évolution des efforts de tombage des configurations R1R et A1R a) en alliage d'aluminium et b) en acier.

Discussion sur l'ensemble des configurations

L'ensemble des configurations (planes et galbées) permet d'étudier l'influence de la géométrie sur les paramètres mesurés. La figure 3.21 présente la position de chacune des éprouvettes dans le plan « courbure dans le plan » en fonction de la « courbure du galbe » et illustre bien l'étendue de l'étude réalisée. Pour chacun des cas, les différentes mesures expérimentales sont comparées en fonction de ces données pour illustrer l'influence de chacun des paramètres.

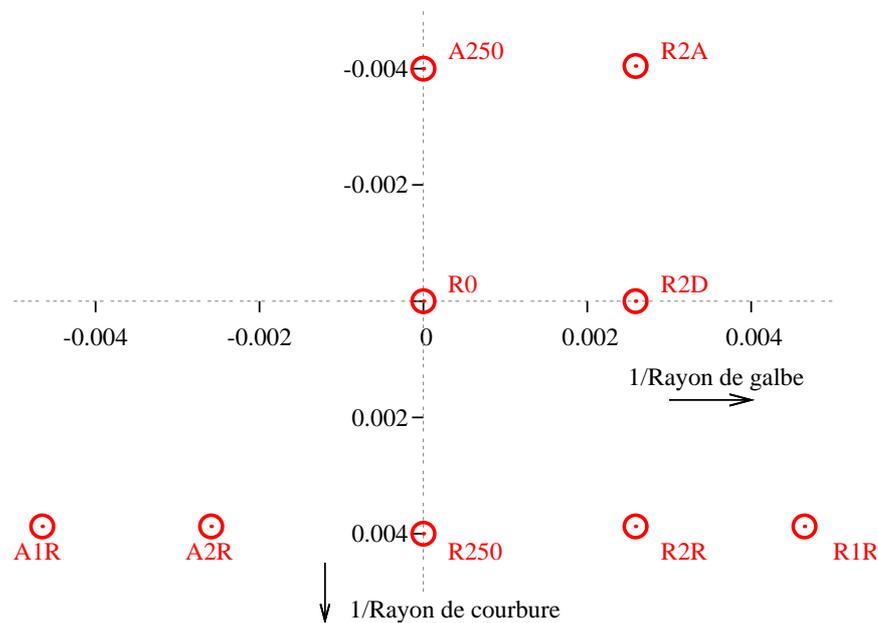


FIG. 3.21 – Étendue de l'étude des paramètres géométriques avec les différentes éprouvettes dans le plan courbure dans le plan en fonction de la courbure du galbe.

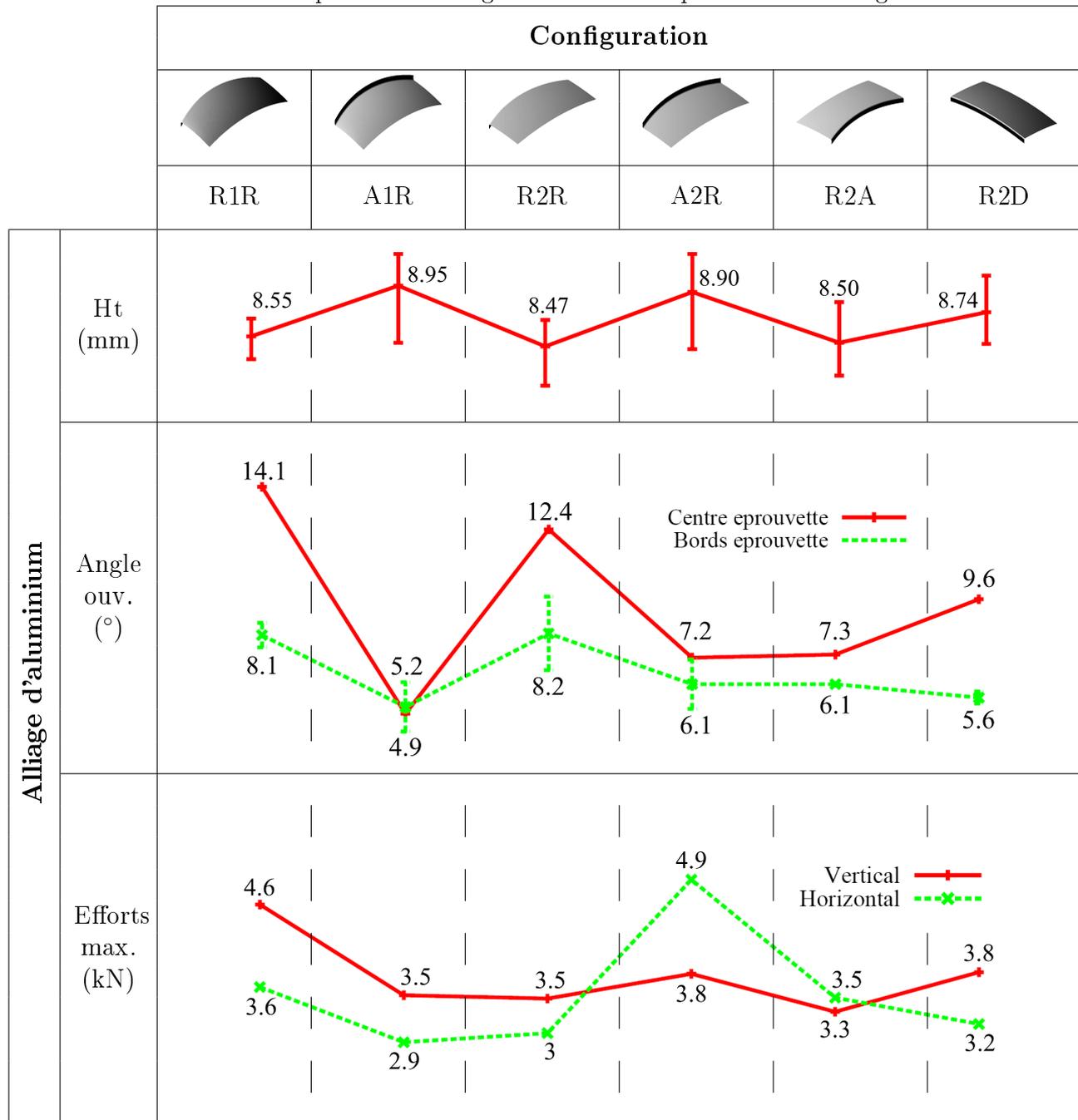
Les résultats sont présentés dans les tableaux 3.8 et 3.9. L'évolution de la moyenne des hauteurs de bord relevée le long d'une éprouvette représentative de la configuration est présentée avec des barres d'erreur verticales correspondant à la variation sur l'ensemble des sections de mesure. Les angles d'ouverture après retour élastique sont relevés au centre de l'éprouvette ainsi qu'aux extrémités. Finalement, les valeurs des efforts horizontaux et verticaux maximaux de tombage sont présentées pour chaque configuration.

Pour les deux matériaux, on remarque une augmentation de la hauteur de bord pour les galbes en allongement (A1R et A2R). On observe une influence importante de la valeur du rayon de galbe sur l'augmentation (galbes en allongement) ou la diminution (galbes en rétreint) de la hauteur de bord dans le cas des éprouvettes en alliage d'aluminium, moins marquée pour les configurations en acier.

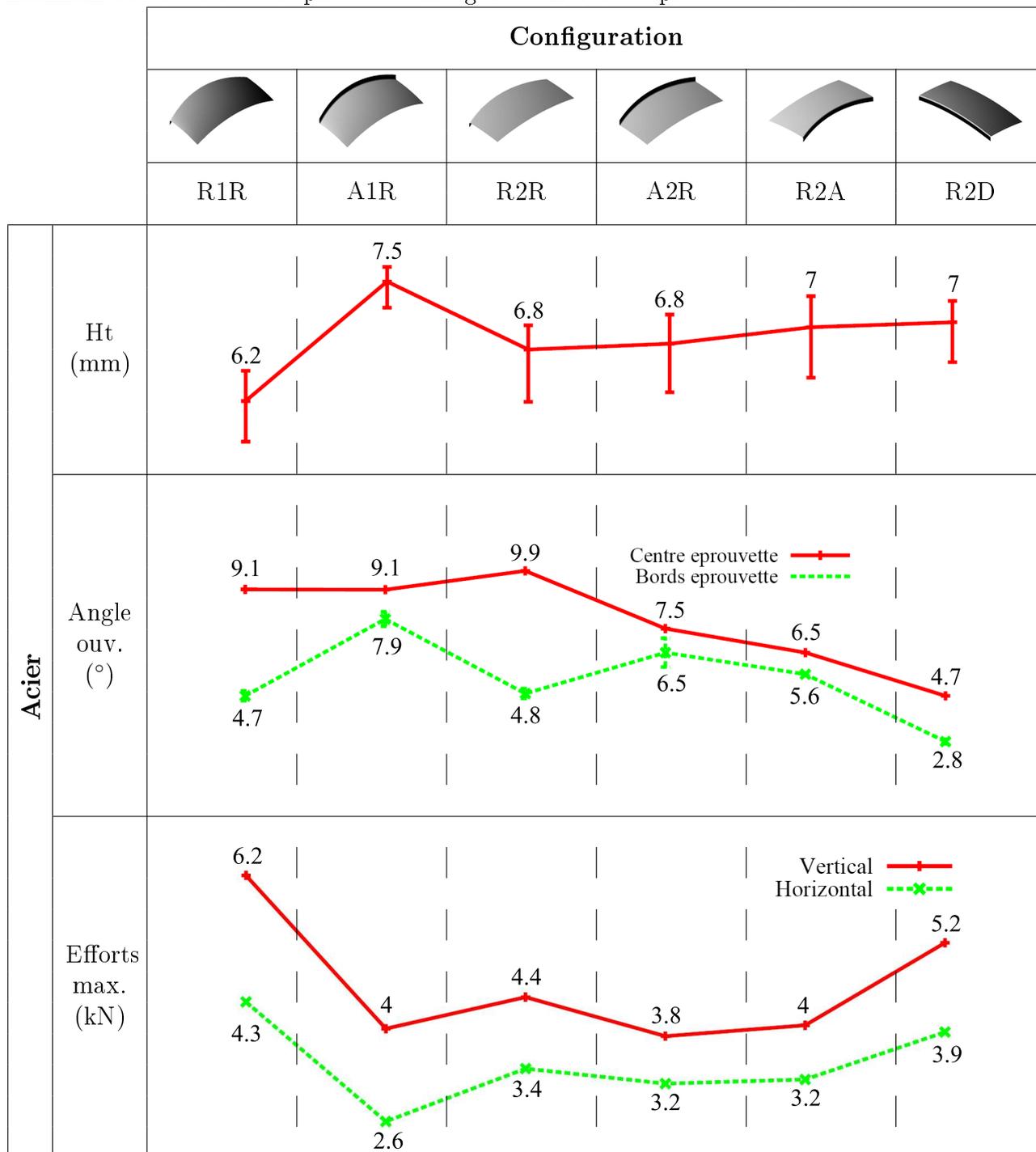
La valeur de l'angle d'ouverture des configurations en alliage d'aluminium augmente lors de la présence d'un galbe en rétreint, inversement, diminue avec un galbe en allongement. On remarque d'ailleurs une forte sensibilité de la valeur du rayon de galbe sur ces évolutions. Ce constat est différent pour les configurations en acier où l'orientation et la valeur du galbe n'a pas d'influence sur le retour élastique. Pour les deux nuances, on observe des écarts importants entre les angles d'ouverture mesurés au centre et sur les bords de l'éprouvette en présence de galbe en rétreint. Ce phénomène est lié à l'existence de flambements locaux liés à l'état de compression circonférentielle. Le rayon de courbure en rétreint a également tendance à augmenter l'amplitude du retour élastique pour les deux matériaux. La présence d'un rayon en allongement génère des comportements différents entre l'alliage d'aluminium et l'acier, pour la première nuance, ce paramètre diminue l'angle d'ouverture et l'augmente pour l'acier.

Enfin, on observe une faible augmentation des efforts de tombage en fonction du rayon de courbure adopté. Toutefois, pour les configurations en alliage d'aluminium et en acier, les efforts de mise en forme sont plus importants pour les configurations avec un galbe en rétreint.

TAB. 3.8 – Évolution de la hauteur de bord, des angles d'ouverture après retour élastique et des efforts maximum obtenus lors de la phase de tombage des différentes éprouvettes en alliage d'aluminium.



TAB. 3.9 – Évolution de la hauteur de bord, des angles d'ouverture après retour élastique et des efforts maximum obtenus lors de la phase de tombage des différentes éprouvettes en acier.



3.3.6 Présertissage et sertissage classiques

Les éprouvettes tombées sont maintenant placées sur la matrice de présertissage de manière à être en affleurement avec le bord de l'outil, à l'aide des butées amovibles. La doublure est placée sur la peau avec les trous de centrage. L'effort du presseur est maintenu à l'aide de deux vis de serrage, une troisième vis à l'arrière ayant été supprimée pour éviter une flexion trop importante du presseur de présertissage lors du serrage. La valeur de serrage adoptée est choisie égale à 62 kN, correspondant à une pression de l'ordre de 8.9 MPa, en considérant la surface utile de l'outil. Cette valeur assurera un maintien ferme de l'éprouvette au cours des différentes phases du procédé. Le mouvement des outils est vertical et la surface de contact de la lame de présertissage avec la tôle est inclinée de 45° par rapport à la surface de la matrice. La lame de sertissage a une surface de contact correspondant exactement au galbe de la matrice. Pour les différentes configurations, les mêmes matrices, presseurs et lames de présertissage et de sertissage sont utilisés pour mettre en forme les éprouvettes en alliage d'aluminium et en acier.

La vitesse de déplacement du plateau intermédiaire (Figure 3.9) est de $5 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$ permettant d'arrêter les essais de façon répétable lorsque l'effort augmente brutalement. Ce critère d'arrêt permet d'obtenir un angle de présertissage d'environ 45° après retrait de la lame. La course de la lame de sertissage est déterminée par l'obtention d'une épaisseur sertie, avant retour élastique, de trois fois l'épaisseur initiale de la tôle. Les efforts verticaux sont négatifs puisqu'il s'agit d'un effort de compression sur la lame. Les efforts horizontaux sont positifs lors de la poussée de la matrice contre le capteur, pour respecter la convention de signe adoptée au tombage (Figure 3.19).

Comme pour la phase de tombage, seuls les essais réalisés sur les configurations A1R et R1R sont détaillés pour illustrer le protocole d'essais. Un tableau final regroupe l'ensemble des résultats obtenus sur toutes les éprouvettes et les résultats sont détaillés dans le chapitre 4 lors de la présentation de la simulation numérique du procédé de sertissage classique. La figure 3.22 montre les éprouvettes R1R et A1R après présertissage entre la matrice et le presseur. On observe une distance importante entre le bord de l'éprouvette et le presseur, permettant le passage du galet de sertissage lors de l'opération de sertissage par roulage.

La figure 3.23 présente les angles de présertissage pour les deux configurations et les deux matériaux. On observe que les géométries adoptées ne permettent pas d'obtenir un angle constant de présertissage. Pour la configuration A1R en alliage d'aluminium, l'angle de présertissage est plus faible sur les bords de pièces, on retrouve donc le même phénomène que lors de la phase de tombage. L'angle de présertissage est plus faible vers le centre, dû au flambement local lié aux compressions circonférentielles issues du tombage et du présertissage. On retrouve le même phénomène pour la configuration R1R, avec toutefois une transition moins brutale entre les angles de présertissage maximum et le centre de l'éprouvette.

La figure 3.24 présente les longueurs de sertissage (LS) (Figure 1.14, Chapitre 1) pour les différentes configurations après sertissage. Les résultats montrent la même évolution de la longueur de sertissage que pour les angles de présertissage.

La figure 3.25 présente les enroulements mesurés à la fin de la phase de présertissage et de

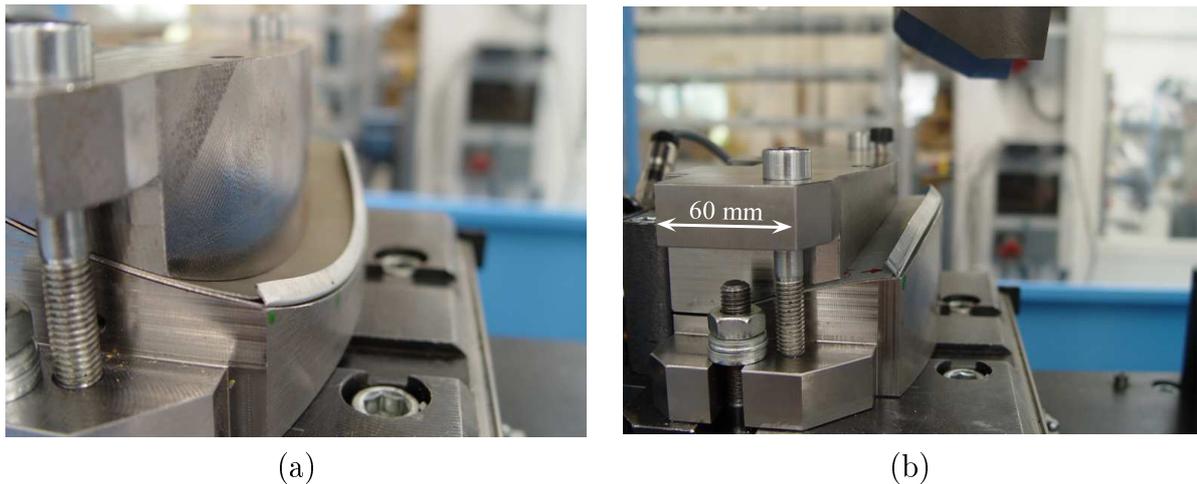


FIG. 3.22 – Photographies des épreuves a) R1R et b) A1R à la fin de la phase de présertissage.

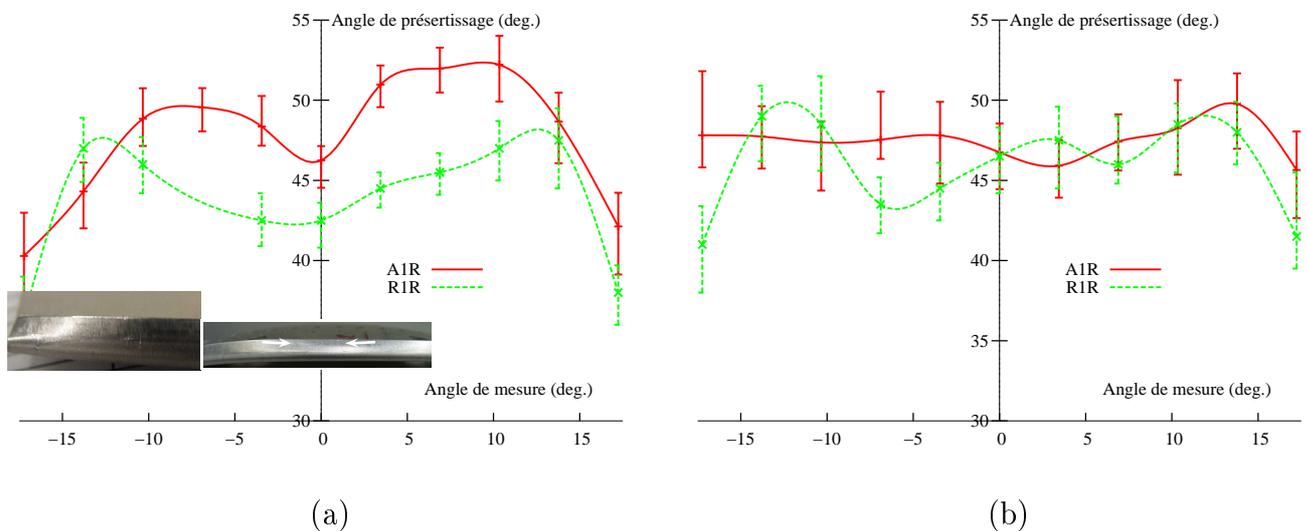


FIG. 3.23 – Évolution de l'angle de présertissage des configurations R1R et A1R a) en alliage d'aluminium et b) en acier.

sertissage. L'allure des enroulements est identique à ce que l'on retrouve sur les angles d'ouverture du présertissage et de la longueur sertie. Pour toutes les configurations, les enroulements les plus faibles se situent aux bords de l'éprouvette, ainsi qu'au centre. Les configurations A1R présentent des enroulements plus importants que les configurations R1R, de l'ordre de 1.7 mm pour l'alliage d'aluminium et 0.5 mm pour l'acier. Ces valeurs d'enroulement sont élevées pour l'alliage d'aluminium puisque l'on considère généralement qu'elles sont environ égales à l'épaisseur de la tôle, comme dans le cas de la configuration R1R. Les enroulements mesurés pour les configurations en acier sont, au contraire, assez faibles, de l'ordre de la moitié de l'épaisseur tôle. L'orientation du rayon de galbe a donc une grande influence sur la valeur de l'enroulement.

La figure 3.26 présente l'évolution des efforts de présertissage et de sertissage pour les deux configurations. Comme pour la phase de tombage, les efforts de présertissage sont plus importants pour les configurations R1R. La tendance s'inverse lors de l'opération de sertissage, puisque l'angle de présertissage est plus important dans le cas de la configuration A1R. Le

changement de signe des efforts horizontaux caractérise l'écrasement final de la zone pliée qui engendre alors un déroulement du bord de l'éprouvette.

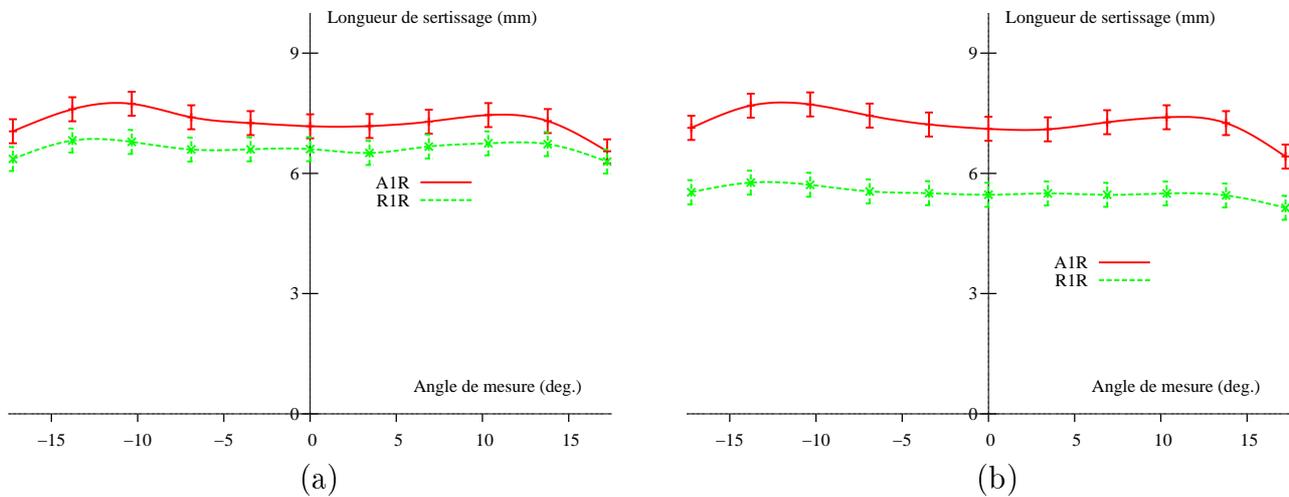


FIG. 3.24 – Évolution de la longueur de sertissage des configurations R1R et A1R a) en alliage d'aluminium et b) en acier.

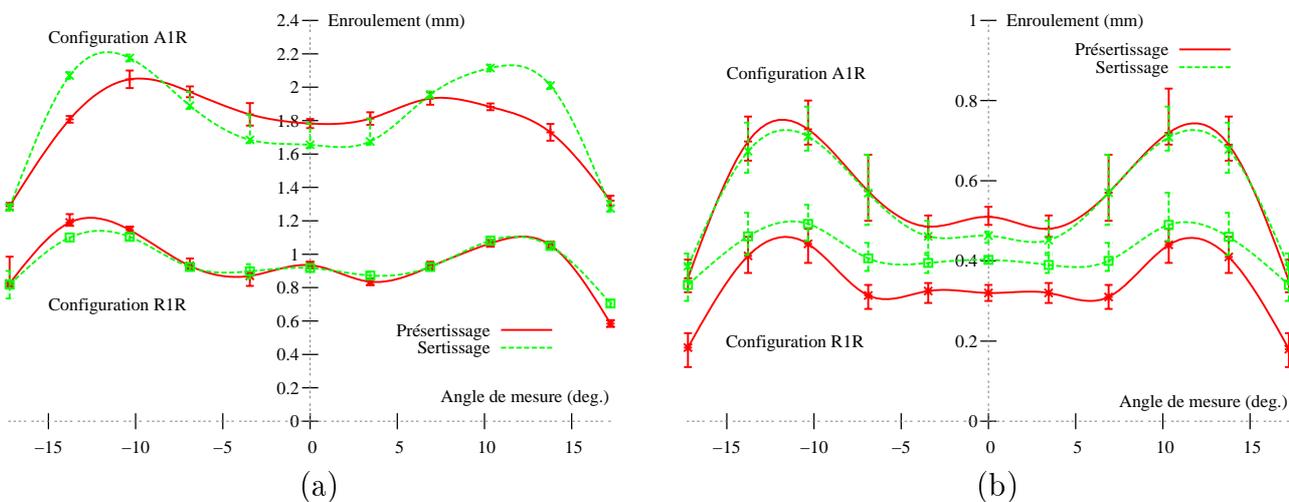
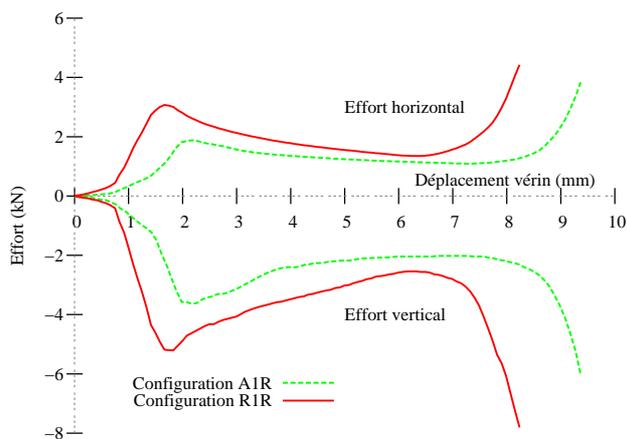
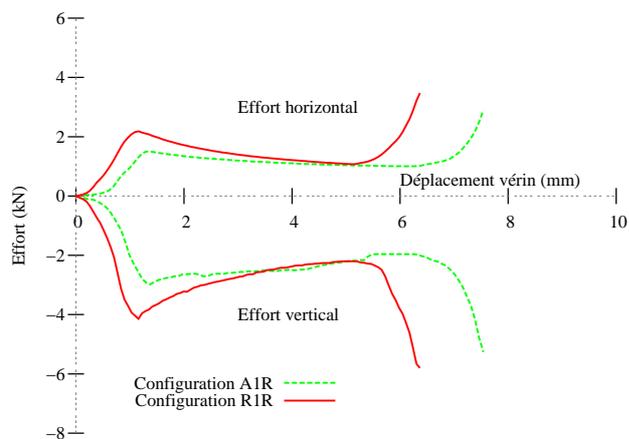


FIG. 3.25 – Évolution des enroulements au présertissage et au sertissage des configurations R1R et A1R a) en alliage d'aluminium et b) en acier.

Phase de présertissage

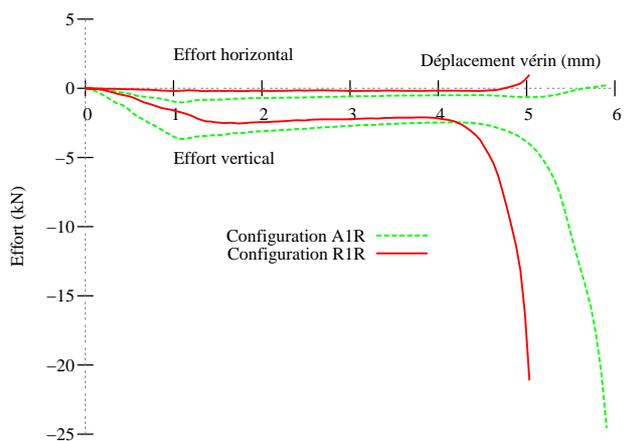


A6016

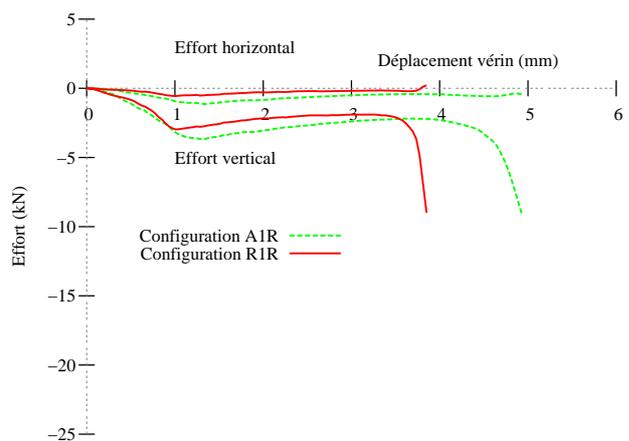


E220BH

Phase de sertissage



A6016



E220BH

FIG. 3.26 – Évolution des efforts de présertissage et de sertissage des configurations R1R et A1R en alliage d'aluminium et en acier.

Discussion sur l'ensemble des configurations

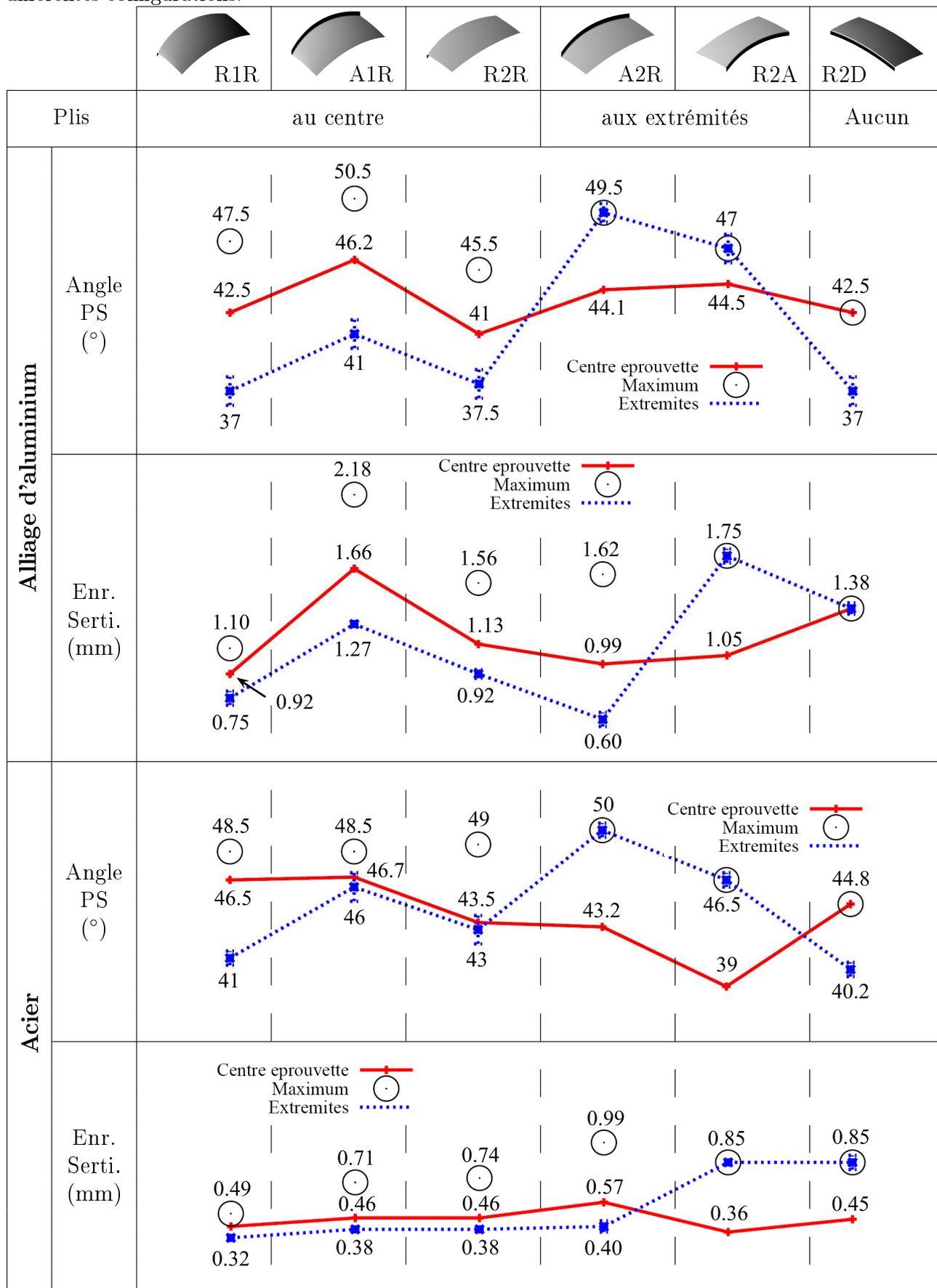
Le tableau 3.10 présente les résultats des mesures des angles de présertissage et des enroulements après sertissage sur l'ensemble des configurations. On distingue trois valeurs de mesure sur les éprouvettes de manière à obtenir une idée de l'évolution de ces paramètres le long du bord serti. La première valeur correspond à la mesure réalisée au centre de l'éprouvette, une autre est la moyenne de la mesure sur les deux extrémités de l'éprouvette dont la dispersion est représentée par une barre d'erreur et finalement, la mesure la plus importante relevée (qui peut correspondre à l'une des deux premières).

Pour les deux nuances, on observe une faible sensibilité des valeurs de rayon de galbe, pour une même orientation, sur les résultats de l'angle de présertissage obtenu. Toutefois, la présence de rayon de courbure dans le plan en rétreint génère un risque important d'apparition d'un flambement local au centre de l'éprouvette révélé par un angle de présertissage au centre situé entre l'angle maximum et l'angle sur les bords de l'éprouvette. Pour l'alliage d'aluminium, on observe que le rayon dans le plan en allongement augmente l'amplitude du retour élastique, comme pour les rayons dans le plan en rétreint avec une plus faible sensibilité. On retrouve également une augmentation de l'angle d'ouverture en présence de rayon de courbure dans le cas de l'acier mais avec une plus forte sensibilité au rayon dans le plan en rétreint. Les flambements locaux aux bords de l'éprouvette sont eux favorisés par la présence de rayon de courbure dans le plan en allongement ainsi qu'un galbe possédant la même orientation.

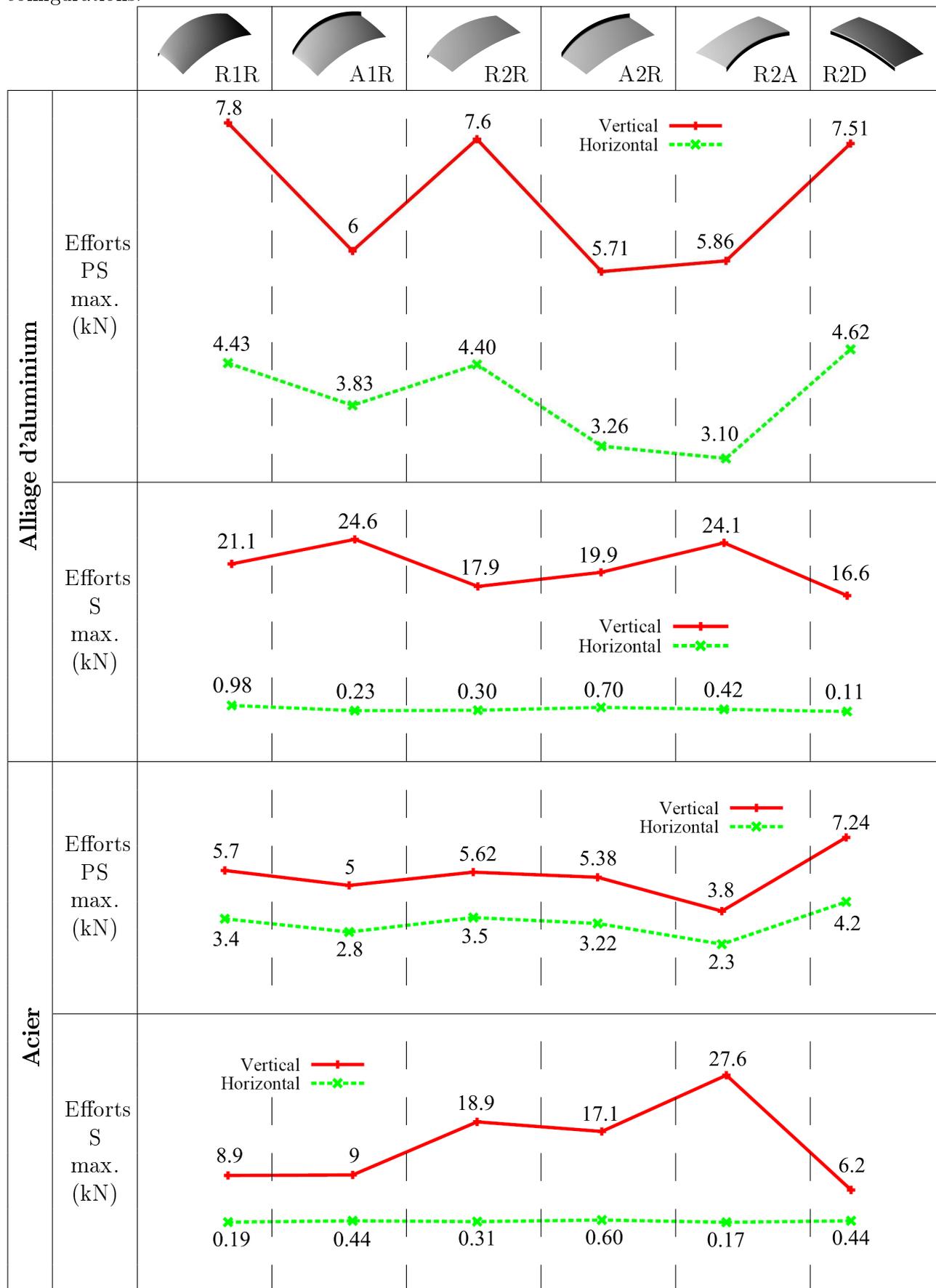
Les résultats sur les enroulements montrent que l'orientation du galbe en allongement augmente ce paramètre et l'orientation en rétreint, le diminue. Cette observation est valable pour les deux nuances mais l'alliage d'aluminium présente une plus forte sensibilité à la valeur du rayon de galbe. La présence de rayon de courbure en allongement va augmenter l'enroulement aux extrémités de l'éprouvette et le diminuer en son centre, pour l'alliage A6106. Le flambement du centre de l'éprouvette en présence de rayon de courbure en rétreint va diminuer l'enroulement. Ce phénomène est moins marqué pour l'acier qui est moins sensible à cette instabilité géométrique. Il est à noter que la présence d'un enroulement maximum entre le centre et les extrémités [11] est toujours observé avec des rayons de courbure dans le plan en rétreint, même en présence de combinaison avec des rayons de galbe en allongement.

On retrouve la même influence de la géométrie des configurations sur les efforts de présertissage et de sertissage pour les deux nuances étudiées (Tableau 3.11). On remarque que la présence d'un galbe en rétreint augmente les efforts de présertissage et inversement, un galbe ou un rayon de courbure en allongement diminue cet effort. Il est d'ailleurs intéressant de constater que la configuration avec un bord droit présente l'effort de présertissage le plus important. Toutes ces tendances s'inversent lors du sertissage. Les rayons de galbe ou dans le plan en allongement augmentent fortement l'amplitude des efforts. On remarque également que le rayon de courbure dans le plan en rétreint augmente légèrement l'effort de réaction sur la lame. Contrairement au présertissage, la configuration R2D présente les efforts les plus faibles.

TAB. 3.10 – Évolution des angles de présertissage et des enroulements au sertissage obtenus pour les différentes configurations.



TAB. 3.11 – Évolution des efforts horizontaux et verticaux maximums obtenus pour les différentes configurations.



3.3.7 Présertissage et sertissage par roulage

Le sertissage a également été réalisé par roulage. La phase de tombage est commune aux deux procédés de sertissage. La cinématique du galet de sertissage est imposée par un robot de manipulation (repéré 1 sur la figure 3.27-(a)). Il est à noter que les matrices et les presseurs de sertissage ont été conçus pour s'adapter à l'environnement de travail en sertissage classique et en sertissage par roulage. Les outils sont montés sur une platine instrumentée (repérée 2 sur la figure 3.27-(a)) qui permet de relever les efforts dans les trois directions \vec{X} , \vec{Y} et \vec{Z} . L'effort suivant \vec{Z} donne l'effort vertical appliqué par le robot, l'effort suivant \vec{X} , la résistance à l'avancement du galet et l'effort suivant \vec{Y} est l'équivalent de l'effort relevé par le capteur horizontal du sertissage classique. Un galet cylindrique de diamètre 47 mm est monté sur roulement à billes (Figure 3.27-(b)) lui conférant une rotation libre autour de son axe de révolution. Un capteur, placé au dessus du galet, permet de relever les efforts de compression appliqués suivant la direction du bras du robot. Un ressort placé entre le galet et le bras du robot permet de faire varier l'effort de sertissage si nécessaire (passage du galet sur un double plis, etc.).

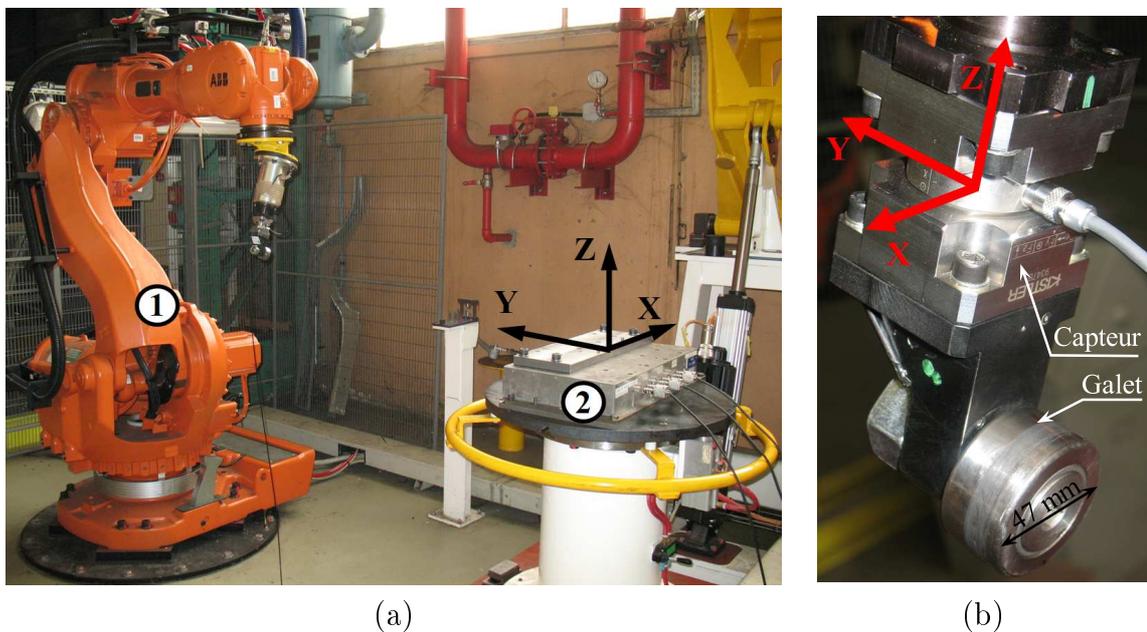


FIG. 3.27 – a) Photographie du robot de manipulation et de la platine instrumentée et b) détail de la tête du robot de manipulation.

La trajectoire du robot est déterminée de manière à ce que le bras soit constamment normal à la surface du bord de la matrice (Figure 3.28-(a)). La deuxième condition de mise en position du robot, dite de normalité, impose l'alignement de l'axe de révolution du galet avec la normale au rayon dans le plan (Figure 3.28-(b)). La trajectoire du robot est déterminée point par point sur la géométrie de la matrice sans éprouvette. Le programme de pilotage du robot permet ensuite d'ajouter un angle α suivant l'axe du robot (Figure 3.28-(a)), afin de définir la phase de présertissage.

Au début du présertissage, le galet est positionné sur le bord de la matrice et plie le bord de la tôle (Figure 3.29). Ce positionnement, appelé descente du galet, est semblable au pliage de la tôle par une lame de présertissage ou de sertissage classique. Cette descente est réalisée suivant la normale à la surface de la matrice dans le cas de ces configurations mais peut varier

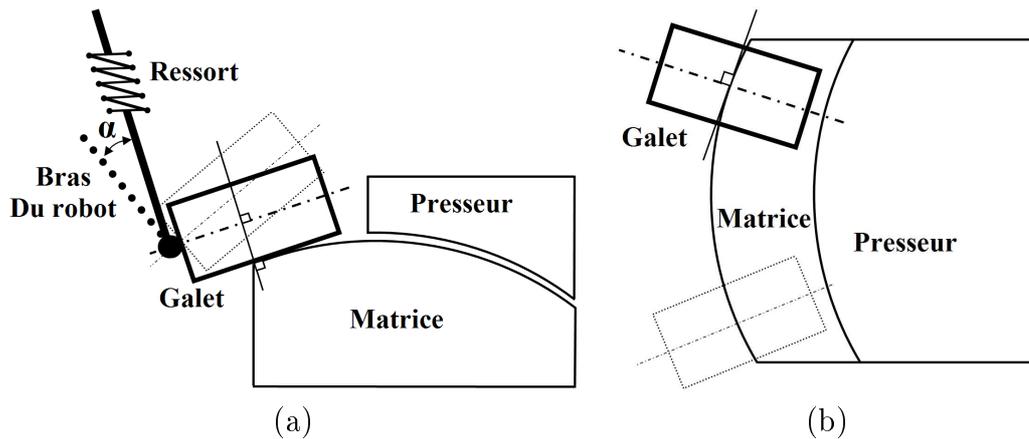


FIG. 3.28 – a) Schéma du positionnement du galet par rapport à la surface de la matrice et b) de la position du galet par rapport au rayon de courbure dans le plan.

en fonction des projets industriels (descente verticale, diagonale, etc.). La vitesse d'avancement du galet de présertissage et de sertissage est de 80 mm.s^{-1} . La vitesse n'est cependant pas constante puisque la vitesse du galet est nulle après descente puis accélère pour atteindre la vitesse de consigne. Les phases de descente du galet génèrent des déformations importantes sur le bord libre de la tôle. Afin de ne pas cumuler ces déformations lors de la descente au présertissage puis lors du sertissage sur un même bord libre, les trajectoires du présertissage et du sertissage sont inversées. Ce protocole, adopté dans les projets industriels, permet également la réduction du temps de cycle en repartant de la position du galet à la fin du présertissage pour réaliser la descente du galet au sertissage.

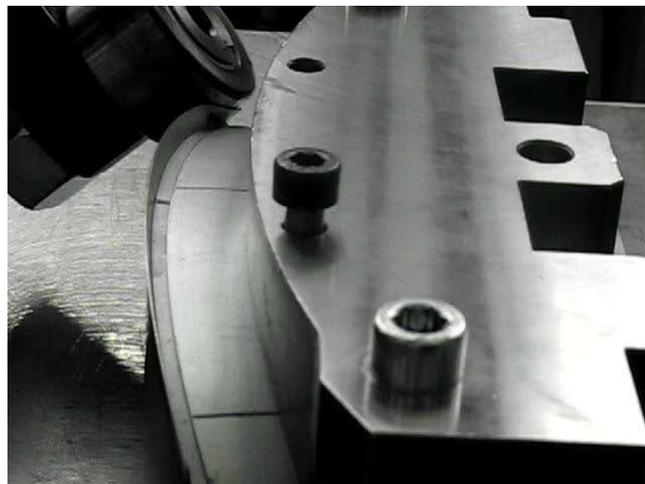


FIG. 3.29 – Photographies après descente du galet de présertissage sur une éprouvette A1R en acier.

Pour obtenir une géométrie finale satisfaisante, le programmeur doit régler les angles d'ouverture α du galet au présertissage ainsi que la compression du ressort nécessaire pour limiter l'apparition des plis (phase de présertissage) ou pour les faire disparaître (phase de sertissage). Pour la configuration R1R, la méthode de mise au point des angles de présertissage est présentée, ainsi que l'effort de compression du ressort relevé sur le capteur du bras de sertissage. Comme pour le sertissage classique, on s'intéresse aux efforts de sertissage ainsi

qu'aux mesures d'enroulement. L'ensemble de ces paramètres pour les autres configurations est donné dans le tableau 3.13, page 95.

La figure 3.30 présente les phases de présertissage et de sertissage de la configuration R1R. Le bras du robot est incliné à 50° pour le présertissage de l'éprouvette en alliage d'aluminium (Figure 3.30-(a)), alors que pour les éprouvettes en acier, l'angle de présertissage est égal à 45° . La figure 3.30-(b) présente la phase de sertissage, le sens d'avancement du galet est inversé par rapport à la phase de présertissage.

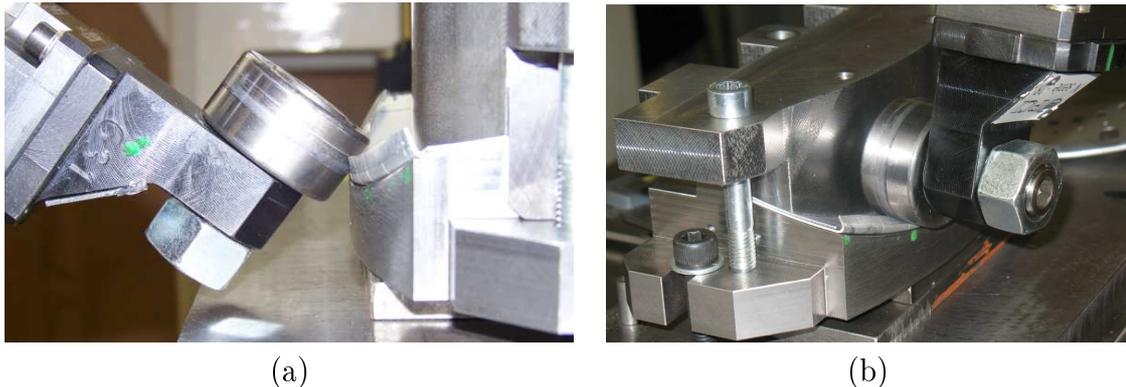


FIG. 3.30 – Photographies des éprouvettes R1R au cours a) du présertissage et b) du sertissage par roulage.

La figure 3.31 présente la forme des éprouvettes en alliage d'aluminium et en acier après la phase de sertissage. Pour l'alliage d'aluminium, on remarque que les plis n'apparaissent qu'à mi-chemin du galet : à partir du centre de l'éprouvette. Cette observation met en évidence le fait que ce procédé ne permet pas l'obtention d'une géométrie rigoureusement symétrique comme le procédé de sertissage classique. Ce phénomène est en partie lié à une déformation plus importante de la tôle lors de la phase de descente du galet. Dans le cas de la configuration en acier, le bord de la tôle ne présente pas de plis significatifs.

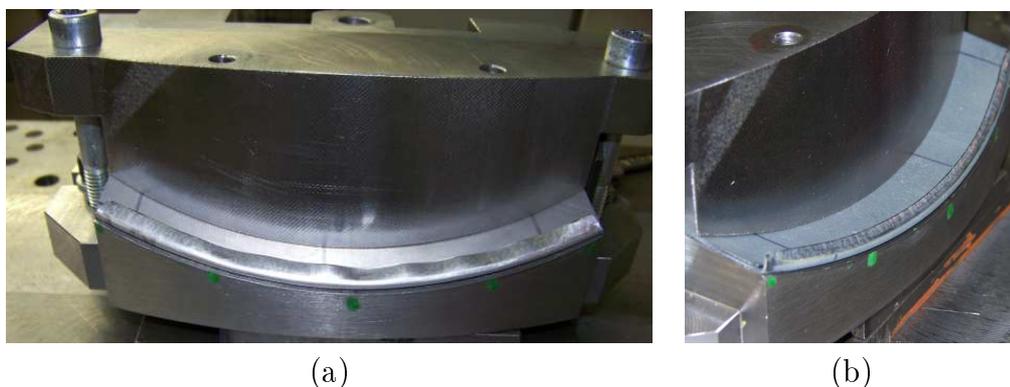


FIG. 3.31 – Photographies des éprouvettes R1R a) en alliage d'aluminium et b) en acier après l'opération de présertissage par roulage.

La figure 3.32 présente les efforts obtenus sur le bras du robot au cours des différentes étapes. L'évolution des efforts de descente du galet sur le bord est similaire à celle des efforts lors du présertissage classique. Une première montée en charge est générée par l'inclinaison du bord, puis l'effort se stabilise. La valeur de l'effort obtenue lors de cette descente est générée par l'écrasement de la zone pliée. Ce phénomène est également présent lors de la descente du galet de sertissage. Lors de la phase d'avancement du galet de présertissage, l'effort chute significativement puis augmente pour se stabiliser au centre de l'éprouvette et diminue à nouveau à la fin de l'éprouvette. Le présertissage de la configuration en acier présente plutôt un effort constant. Cette différence peut-être liée à l'apparition des plis observés pour l'éprouvette en alliage d'aluminium. De plus, l'effort maximum nécessaire au présertissage de l'éprouvette en alliage d'aluminium est d'environ 800 N, contre 350 N pour l'acier, malgré un angle de présertissage plus important dans le premier cas. L'allure des efforts de sertissage est identique entre les deux matériaux étudiés avec un niveau plus important pour l'alliage d'aluminium liée sans doute au fait que la hauteur de bord et l'épaisseur soient plus importantes. Pour la phase de sertissage, on observe une évolution plus faible de l'effort.

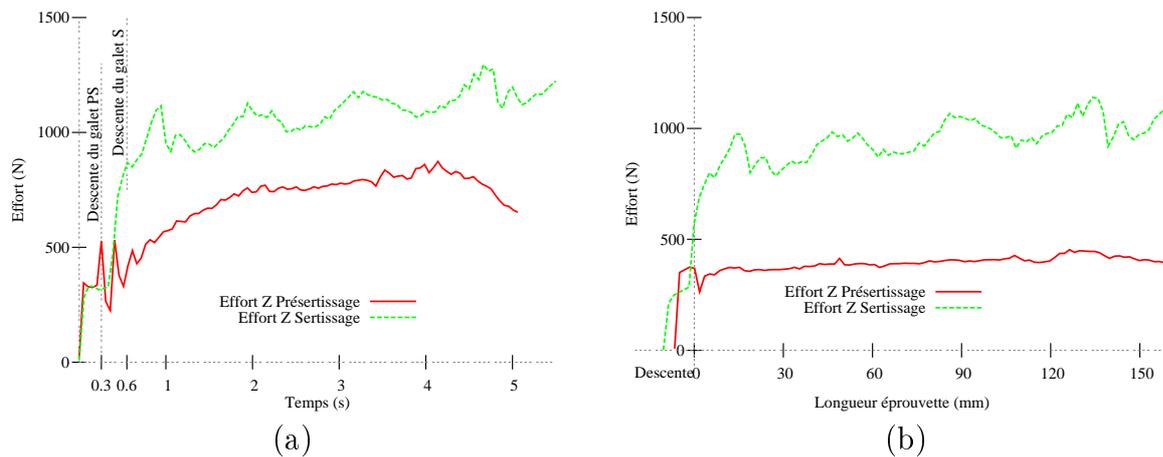
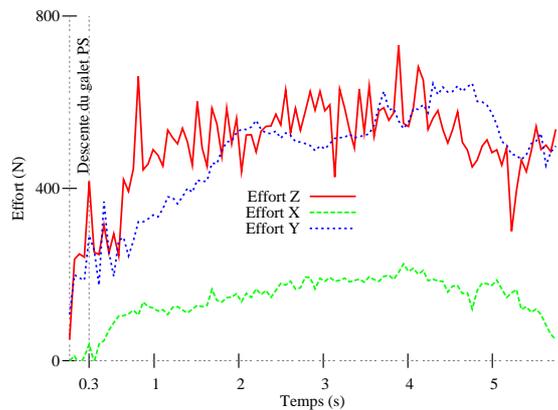


FIG. 3.32 – Évolution des efforts de présertissage et de sertissage sur la tête du robot pour la configuration R1R a) en alliage d'aluminium et b) en acier.

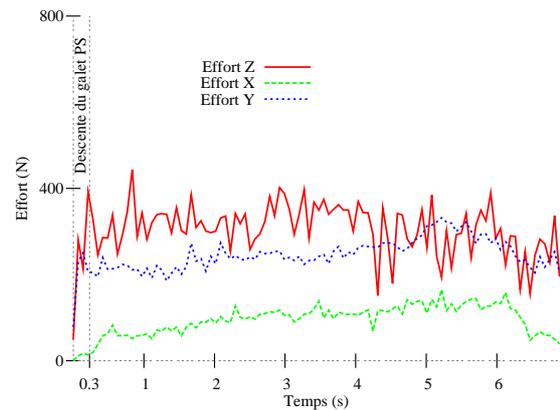
Les efforts mesurés expérimentalement seront ensuite utilisés pour la mise en données de la simulation numérique. La compression du ressort fait partie de la mise au point du procédé puisque le programmeur règle cet effort pour obtenir un défaut de ligne en creux minimum. La figure 3.33 montre les efforts de réaction obtenus sur la platine instrumentée. Cet effort est plus faible lors du sertissage puisque son évolution dépend uniquement du coefficient de frottement entre le galet et le flan.

On observe une allure identique de l'effort suivant \vec{Z} sur la platine et l'effort relevé sur la tête du robot, ce qui se traduit par une relation entre ces deux efforts en fonction de l'angle de présertissage. En effet, si on compare la norme des efforts suivant \vec{Y} et suivant \vec{Z} sur la platine et l'effort sur le bras du robot, on observe (Figure 3.34) que les deux courbes sont très proches. Dans ce cas, l'évolution de l'effort est transposée en fonction de la longueur de l'éprouvette en multipliant la durée de l'essai par la vitesse du galet (env. 27 mm/s).

Phase de présertissage

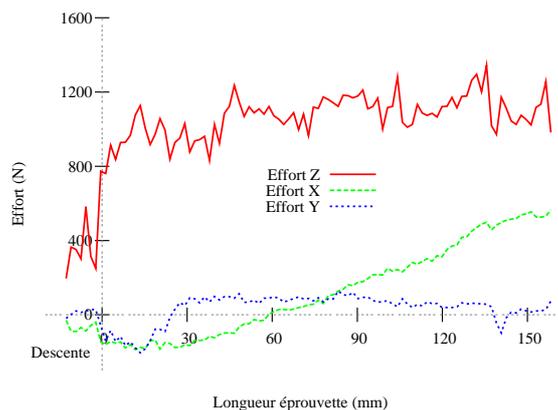


A6016

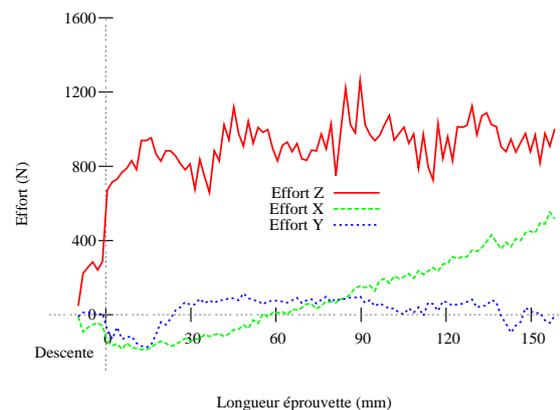


E220BH

Phase de sertissage



A6016



E220BH

FIG. 3.33 – Évolution des efforts de présertissage sur la platine instrumentée pour la configuration R1R en alliage d'aluminium et en acier.

La figure 3.35 présente l'évolution du coefficient de frottement calculé lors du sertissage de la configuration R1R par la relation $\|\vec{F}_{Xp}\|/\|\vec{F}_{Zp}\|$. Pour que le calcul du coefficient de frottement ne soit pas perturbé par la géométrie de la matrice, on se place au centre de l'éprouvette. Ce coefficient de frottement a été mesuré pour chaque configuration afin de valider ce paramètre important pour la simulation numérique. Le tableau 3.12 présente les résultats de cette étude pour chaque matériau. Trois essais sont utilisés par configuration afin de calculer la moyenne ainsi que l'intervalle d'incertitude de la mesure expérimentale. La moyenne globale de tous les coefficients de frottement est égale à 0.12 ± 0.02 pour l'alliage d'aluminium et à 0.10 ± 0.02 pour l'acier. On observe que cette valeur est proche de 0.12, qui est généralement adoptée dans les codes de calcul pour le procédé d'emboutissage. Cette dernière valeur sera donc utilisée pour les simulations numériques du sertissage par roulage pour l'alliage d'aluminium et l'acier.

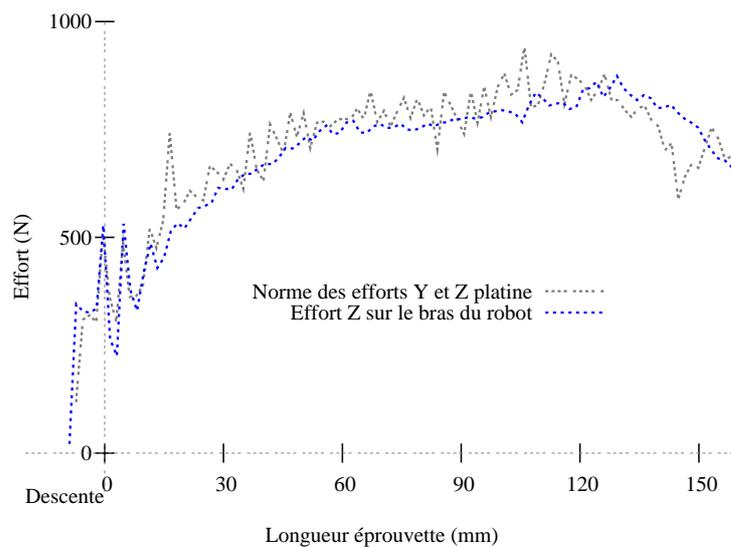


FIG. 3.34 – Comparaison des efforts suivant \vec{Y} et \vec{Z} obtenus sur la platine avec l'effort enregistré au niveau du bras de sertissage pour l'alliage d'aluminium au cours du présertissage.

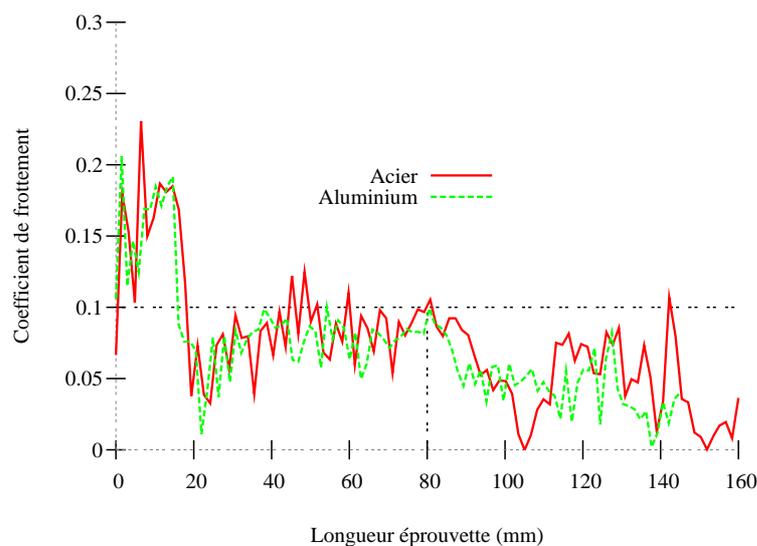


FIG. 3.35 – Mesure du coefficient de frottement du galet contre la tôle lors du sertissage des configurations en acier et en alliage d'aluminium de la configuration R1R.

TAB. 3.12 – Mesure expérimentale (moyenne sur trois essais par configuration et par matériau) du coefficient de frottement lors du sertissage par roulage des différentes configurations en alliage d'aluminium et en acier.

	R1R	A1R	R2R	A2R	R2D	R2D
A6016	0.085 ± 0.023	0.185 ± 0.007	0.111 ± 0.005	0.115 ± 0.007	0.1 ± 0.013	0.122 ± 0.01
E220BH	0.095 ± 0.016	0.17 ± 0.013	0.109 ± 0.017	0.097 ± 0.037	0.083 ± 0.013	0.060 ± 0.069

Les figures 3.36 et 3.37 présentent l'enroulement mesuré pour la configuration R1R sertie par roulage et celui de la même configuration obtenue par sertissage classique, pour l'alliage d'aluminium et l'acier. Contrairement au sertissage classique, on remarque, pour l'alliage d'aluminium, une différence importante de l'enroulement entre la phase de présertissage et de sertissage. Cela signifie que le déroulement est important lors du passage du galet de sertissage. Ce phénomène est moins marqué pour les éprouvettes en acier, qui présentent d'ailleurs un enroulement équivalent à celui du sertissage classique. La configuration en alliage d'aluminium montre un enroulement 30% inférieur au sertissage classique, puisque la descente du galet de présertissage provoque plus d'enroulement sur le bord de l'éprouvette. On note d'ailleurs que le passage dans le sens inverse du galet de sertissage permet de compenser ce défaut.

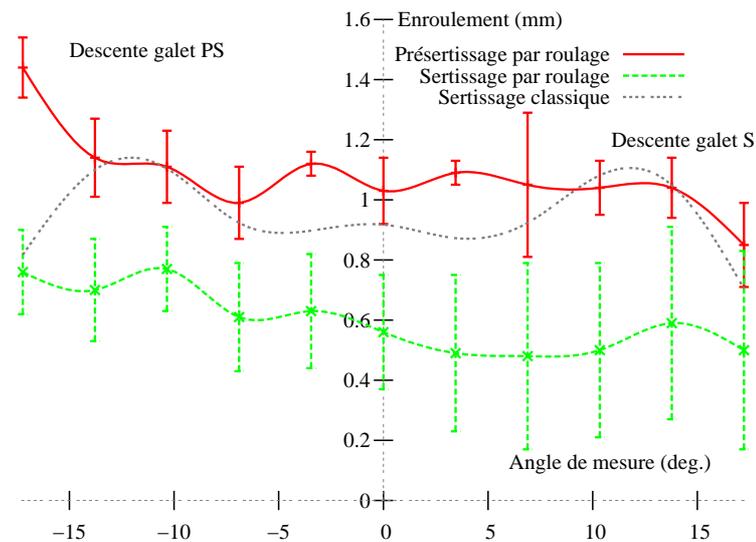


FIG. 3.36 – Enroulement au cours du présertissage et du sertissage par roulage de la configuration R1R en alliage d'aluminium.

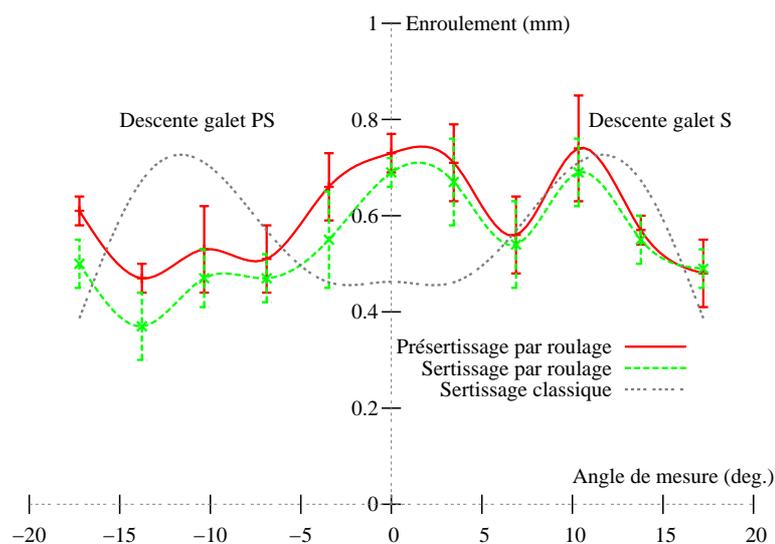


FIG. 3.37 – Enroulement au cours du présertissage et du sertissage par roulage de la configuration R1R en acier.

Discussion sur l'ensemble des configurations

Les différentes configurations ont montré des comportements différents lors du sertissage par roulage (Tableau 3.13). On observe que l'influence de la géométrie des éprouvettes sur l'apparition des plis n'est pas forcément liée aux états de compression et de traction circonférentielle. Les géométries possédant un galbe et/ou un rayon de courbure en allongement sont les géométries les plus propices à l'apparition des plis.

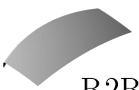
Les efforts de présertissage et de sertissage ont été relevés pour servir de données d'entrée à la simulation numérique pour définir, en partie, la trajectoire du galet. On observe généralement un effort de présertissage plus important dans le cas du sertissage des éprouvettes en alliage d'aluminium avec une valeur d'environ 850 N, et de 650 N pour l'acier, malgré une inclinaison du galet de présertissage moins élevée pour l'alliage d'aluminium (50°). L'effort de sertissage nécessaire à l'obtention de l'épaisseur de sertissage est semblable entre les configurations en acier et en alliage d'aluminium et présente des valeurs situées entre 1000 N et 1500 N. L'évolution des efforts lors de la descente du galet présente les mêmes caractéristiques que l'évolution des efforts lors du sertissage classique, avec une montée en effort, un palier, puis une remontée de l'effort liée à l'écrasement de la zone pliée. Les coefficients de frottement mesurés sont de l'ordre du coefficient généralement adopté pour la simulation de l'emboutissage, environ 0.12.

L'enroulement pour les différentes configurations est en moyenne deux fois plus faible que pour le sertissage classique, ce qui est généralement observé sur les ouvrants réels. L'enroulement est relativement stable le long de l'éprouvette avec toutefois une perturbation importante de la géométrie de l'éprouvette sur le bord correspondant à la descente du galet de présertissage. Le sens d'avancement inverse du galet de sertissage ne permet d'ailleurs pas de compenser complètement ce phénomène. Il est à noter que l'apparition de plis au présertissage provoque des variations importantes de l'enroulement se reportant jusqu'à la géométrie finale de l'éprouvette.

Les résultats de ces essais montrent que l'alliage d'aluminium présente un enroulement plus important pour des rayons de courbure dans le plan en allongement pour ce type de configuration. On remarque également que l'enroulement est plus important entre le centre et les bords de l'éprouvette, comme cela a été observé par [11] sur le sertissage classique des éprouvettes planes avec un rayon de courbure dans le plan en rétreint. Un rayon dans le plan en rétreint a tendance à augmenter légèrement l'enroulement pour l'alliage d'aluminium et le diminuer pour l'acier. L'orientation du galbe conduisant à des états de traction circonférentielle augmente l'enroulement des éprouvettes en acier. Les éprouvettes en alliage d'aluminium ne montrent pas de sensibilité à ce paramètre. Finalement, l'ensemble des résultats montre une diminution de l'enroulement pour des galbes en rétreint.

Comme pour le procédé de sertissage classique, l'évolution de l'amplitude des efforts en fonction des paramètres géométriques est identique pour les deux nuances. Un rayon de galbe en allongement engendre la diminution de l'effort de présertissage et augmente l'effort de sertissage. Cette augmentation est d'ailleurs plus marquée pour des valeurs de rayon de galbe élevées. L'influence des rayons de courbure dans le plan est beaucoup plus faible que pour les rayons de galbe.

TAB. 3.13 – Évolution des efforts maximum au cours du sertissage par roulage et de l'enroulement final obtenus pour les différentes configurations.

		 R1R	 A1R	 R2R	 A2R	 R2A	 R2D
Alliage d'aluminium	Plis	+	++	+	+	Aucun	Aucun
	Enr. Serti. (mm)	0.65 0.46 0.19	0.77 0.60 0.48	0.94 0.61 0.50	0.76 0.49 0.36	1.77 0.79 0.42	0.80 0.52 0.40
	Efforts max. (N)	1283	1680	1295	1408	1297	1217
		867	793	898	1010	897	907
Acier	Plis	Aucun	+++	+	++	+	Aucun
	Enr. Serti. (mm)	0.35 0.09 -0.02	0.69 0.54 0.37	0.31 0.14	0.44 0.25	0.79 0.27 0.13	0.80 0.52 0.40
	Efforts max. (N)	1135	1374	1195	1281	1216	1210
		455	669	640	795	654	917

3.3.8 Mesure du défaut de ligne en creux

Principe de mesure

La mesure du défaut de ligne en creux a été réalisée par profilométrie laser. Cette technique permet de mesurer un profil avec une précision de quelques micromètres. L'appareil de mesure utilise le principe de la triangulation (Figure 3.38), qui consiste à incliner suivant différents angles une unité d'émission d'une surface lumineuse, en rouge sur la figure et de la visualiser à l'aide d'une caméra (en gris) placée au dessus de la pièce à mesurer (en jaune). La mesure du profil est obtenue en calculant les coordonnées 3D des points de la ligne issue de l'intersection de la surface lumineuse et de la pièce. Il est également possible de mesurer une surface en trois dimensions en translatant les unités de mesure. Le procédé est utilisé ici de façon statique, et compte-tenu du temps de mesure très long, celles-ci sont réalisées uniquement à la fin du sertissage. Le défaut est mesuré au centre (point 1) ainsi qu'à ses extrémités (points 2 et 3). La moyenne des valeurs aux extrémités est utilisée pour les essais de sertissage classique. Pour les essais de sertissage par roulage, pour tenir compte de l'influence de la descente du galet au présertissage et de sa sortie, les deux extrémités sont différenciées.

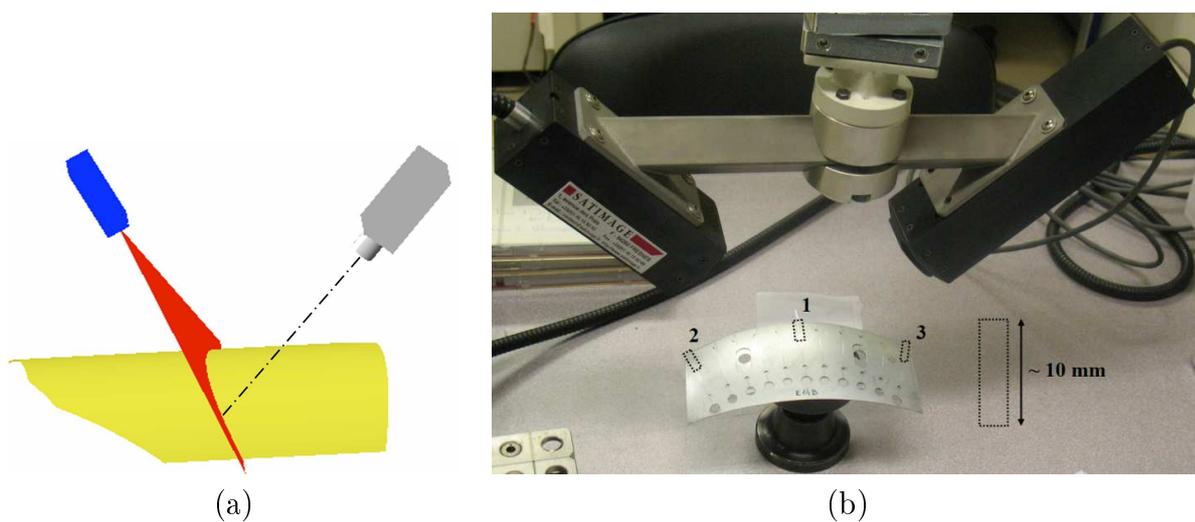


FIG. 3.38 – a) Principe de la mesure du profil par triangulation par profilométrie laser (illustration Satimage [43]) et b) mesure du défaut de ligne en creux sur une éprouvette. La précision de cette technologie est de l'ordre du μm .

Le défaut de ligne en creux est déterminé par l'écart maximum mesuré entre le profil de l'éprouvette et son approximation par un polynôme de degré 2. On utilise une zone de mesure d'environ 10 mm dont une des extrémités correspond au début de la zone pliée. La figure 3.39 montre un schéma illustrant la mesure du défaut de ligne en creux sur une éprouvette galbée.

Résultats obtenus sur les différentes éprouvettes

La tableau 3.14 montre les résultats obtenus sur les différentes éprouvettes testées. Les essais sont répétés trois fois sur trois éprouvettes différentes pour s'assurer d'une bonne reproductibilité des mesures.

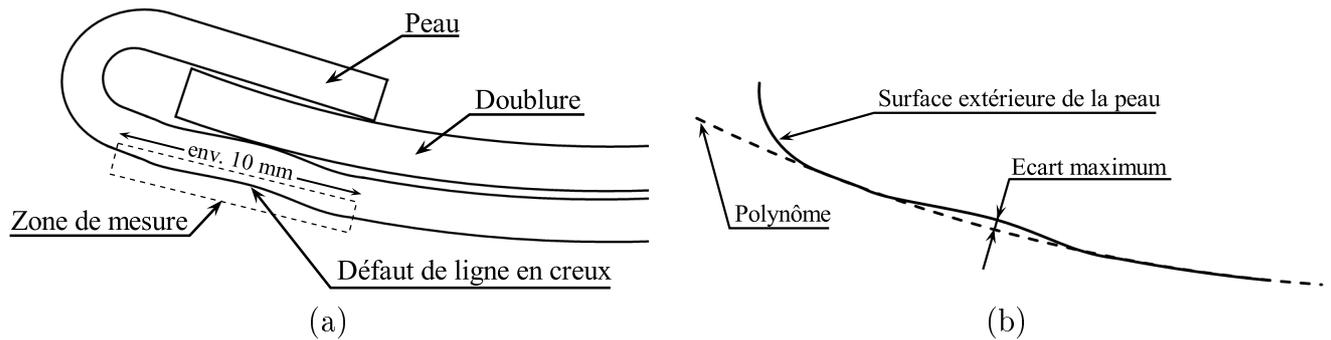


FIG. 3.39 – a) Zone de mesure du profil sur une éprouvette galbée, sertie et b) approximation de la géométrie par un polynôme pour la mesure de la taille maximum du défaut de ligne en creux.

TAB. 3.14 – Mesures du défaut de ligne en creux par profilométrie sur toutes les configurations d'éprouvettes.

			Valeur du défaut de ligne en creux (μm)					
Procédé	Position	R1R	A1R	R2R	A2R	R2A	R2D	
Al6016DR130	Sertissage classique	Extrémités	22 ± 2	4 ± 2	20 ± 18	22 ± 6	19 ± 16	12 ± 11
		Centre	8 ± 10	14 ± 10	4 ± 10	53 ± 10	56 ± 10	2 ± 10
	Sertissage par roulage	Descente PS	11 ± 5	3 ± 3	24 ± 12	5 ± 3	32 ± 24	32 ± 5
		Centre	10 ± 3	11 ± 8	17 ± 19	23 ± 18	17 ± 3	10 ± 6
		Sortie PS	15 ± 3	8 ± 4	10 ± 4	4 ± 3	12 ± 14	8 ± 7
Ecart entre les procédés		-25%	-22%	+30%	-134%	-19%	77%	
E220BH	Sertissage classique	Extrémités	26 ± 10	20 ± 10	8 ± 2	19 ± 10	15 ± 1	39 ± 20
		Centre	76 ± 10	23 ± 7	16 ± 10	56 ± 10	92 ± 10	11 ± 10
	Sertissage par roulage	Descente PS	8 ± 3	6 ± 2	12 ± 4	15 ± 4	13 ± 3	32 ± 17
		Centre	4 ± 2	18 ± 4	8 ± 8	16 ± 2	20 ± 7	7 ± 4
		Sortie PS	10 ± 5	7 ± 10	8 ± 9	3 ± 2	8 ± 3	17 ± 12
Ecart entre les procédés		-700%	-280%	-25%	-33%	-86%	-56%	

Certains résultats présentent des dispersions importantes et ceux qui semblent les plus fiables sont surlignés en vert pour faciliter la visualisation des tendances. Les résultats montrent un défaut de ligne en creux globalement plus important dans le cas du sertissage classique mais également une dissymétrie des résultats plus marquée entre le centre et les extrémités des éprouvettes. L'influence de la géométrie semble donc plus marquée dans le cas du sertissage classique. Pour le sertissage par roulage, on observe également un défaut plus marqué sur les bords de la descente du galet, de l'ordre de grandeur du défaut que l'on observe en sertissage classique. Lors la phase de descente, le procédé est effectivement semblable au sertissage classique puisque le galet joue le rôle d'une lame de sertissage. On remarque ensuite une légère diminution du défaut de ligne en creux entre le centre de l'éprouvette et le bord de sortie du galet.

Les valeurs mesurées sont néanmoins très faibles et inférieures à $50 \mu\text{m}$, considéré comme valeur limite de détection du défaut à l'œil nu. C'est généralement ce que l'on observe sur les ouvrants possédant des rayons de galbe très faibles (de l'ordre de 500 mm). Il est à noter que les valeurs du défaut pour les éprouvettes d'acier sont plus faibles que pour les éprouvettes en alliage d'aluminium. Cette différence s'explique par des propriétés mécaniques plus élevées ainsi que par un rayon de tombage plus petit qui nécessite un écrasement final de la zone pliée plus important.

Pour le sertissage classique, les éprouvettes possédant des géométries combinant traction et compression circonférentielles (R2A, A1R et A2R) présentent des défauts plus importants que les autres configurations. On remarque d'ailleurs que, sur ces configurations, le défaut est plus important au centre qu'aux extrémités. L'effet inverse est observé pour les autres combinaisons.

3.4 Conclusions générales sur les essais de sertissage

Ce chapitre présente la mise en place d'essais de sertissage réalisés pour compléter la base de données initiale [6] avec l'adoption de géométries plus complexes, combinant des galbes et des rayons de courbure dans le plan. Les paramètres des essais sont déterminés de manière à compléter la base d'essais de sertissage antérieure. Les éprouvettes sont préalablement déformées par un procédé permettant d'obtenir une histoire des déformations avant tombage et sertissage. Le choix des géométries étudiées et des déformations plastiques obtenues avant tombage est fondé sur une étude des géométries qui posent des problèmes lors du sertissage des ouvrants. Ce dispositif a permis le sertissage des éprouvettes par sertissage classique et également par roulage, afin de permettre une comparaison des deux technologies.

Le but de ce chapitre était d'aider à la compréhension des phénomènes engendrés lors du sertissage par l'établissement de règles pour prédire, à partir d'un rayon de galbe et d'un rayon de courbure dans le plan, l'enroulement ainsi que les autres paramètres géométriques mesurés dans cette étude. L'analyse des résultats sur les éprouvettes a montré qu'il est très difficile d'établir de telles règles sur un procédé aussi complexe qui fait varier le rayon de galbe, de courbure dans le plan ainsi que l'histoire de la déformation. L'utilisation de la simulation numérique pourra néanmoins permettre la prédiction du comportement de la tôle à chaque étape de la mise en forme et du sertissage. L'ensemble de ces essais fournit d'ailleurs une base de données expérimentales conséquente sur les efforts mis en jeu et les caractéristiques géométriques pour la comparaison avec la simulation numérique du procédé.

Chapitre 4

Simulation numérique du sertissage classique

4.1 Introduction

L'objectif de ce chapitre est de présenter les simulations numériques du sertissage classique réalisées avec le code de calcul par éléments finis Pamstamp2G, qui utilisent les lois de comportement présentées dans le chapitre 2. La première partie de ce chapitre est consacrée à la présentation du logiciel Pamstamp2G, utilisé pour réaliser l'ensemble des opérations de mise en forme. Le type d'élément utilisé, la gestion du contact entre les différents outils et corps déformables ainsi que les techniques de remaillage sont présentés. La seconde partie de ce chapitre est consacrée à la simulation numérique du sertissage d'éprouvettes planes, pour différents rayons de courbure dans le plan. L'objectif de cette étude est d'analyser la simulation numérique sur des géométries simples, sans prédéformation, en terme d'efforts et d'enroulements. La partie suivante est dédiée aux simulations numériques du sertissage des éprouvettes galbées. Les géométries d'éprouvettes sont plus complexes et possèdent des prédéformations équivalentes à ce que l'on peut trouver en emboutissage. Les simulations numériques comportent plusieurs étapes successives, comme le montre la figure 4.1. La simulation de l'expansion biaxiale donne le galbe puis les phases de découpe et de retour élastique permettent l'obtention des différentes configurations avec, pour chacune d'elles, une peau et une doublure. La phase de tombage est commune aux deux types de sertissage. Dans le cas du procédé de sertissage classique, seule la moitié de l'éprouvette est considérée (en réalisant une opération de découpe) afin de prendre en compte la symétrie du problème.

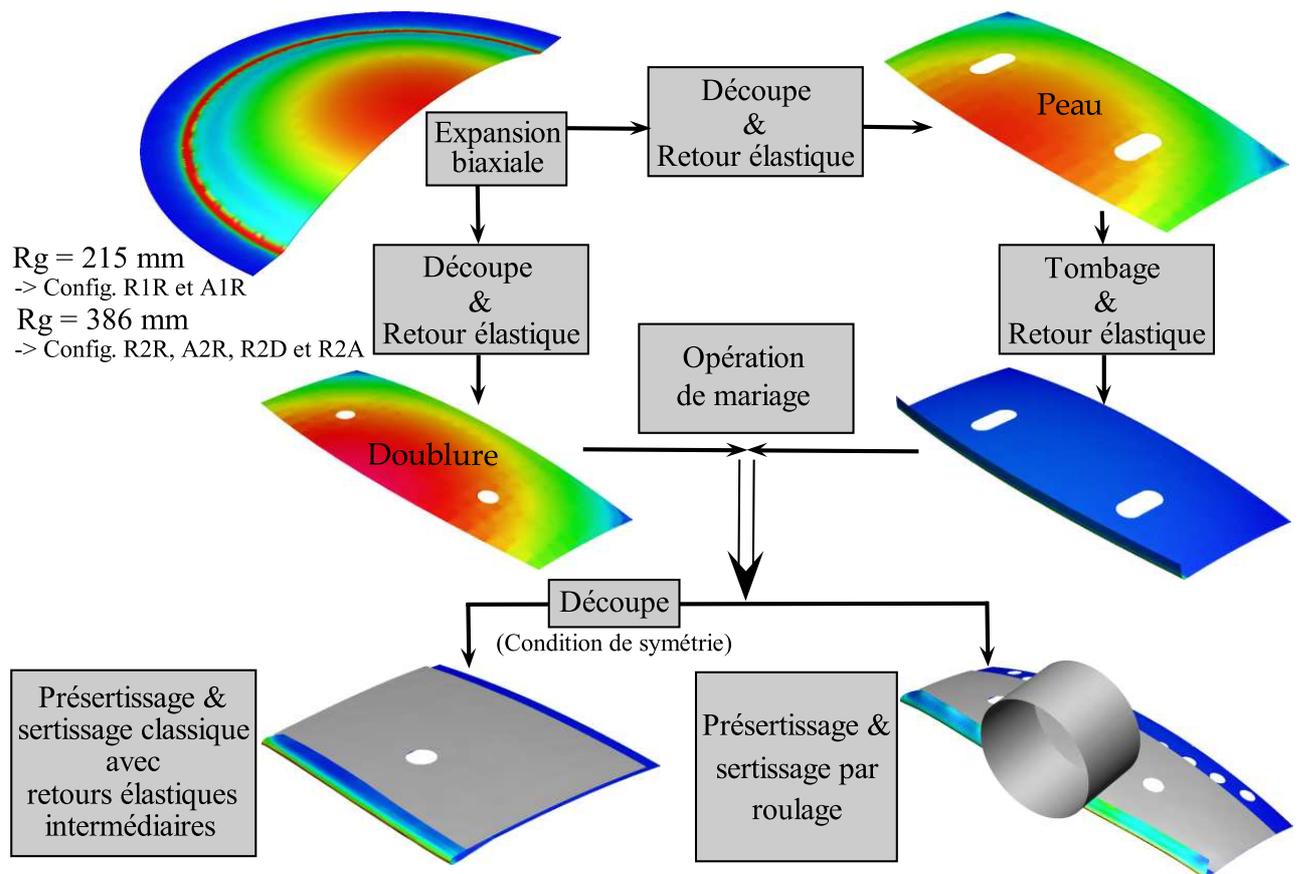


FIG. 4.1 – Organigramme du calcul par éléments finis des éprouvettes galbées avec la distribution de la déformation plastique équivalente maximum à travers l'épaisseur.

4.2 Éléments pour la mise en données

Pamstamp2G est un code de calculs par éléments finis, commercialisé par ESI Group, qui permet l'utilisation d'un schéma d'intégration temporelle explicite pour la mise en forme et d'un schéma implicite pour le retour élastique. Dans la simulation de procédés de mise en forme comme l'emboutissage, le flan nécessite d'être maillé très finement afin de suivre la géométrie complexe des outils. On obtient ainsi un grand nombre de degrés de liberté, ce qui augmente fortement le temps de calcul. Une méthode explicite et une matrice masse diagonale sont choisies. Le calcul des vitesses et accélérations est réalisé avec la méthode des différences finies centrées [44].

Le pas de temps ΔT_{el} de la discrétisation en temps est associé à chaque élément, égal au temps que met une onde élastique pour le traverser. Il dépend de la longueur caractéristique de l'élément et de l'épaisseur associée, de la masse volumique (ρ) et des constantes d'élasticité, le module d'Young (E) et le coefficient de Poisson (ν). Lorsque les éléments sont soumis à des flexions importantes, le pas de temps est calculé de la façon suivante :

$$\Delta T_{el} = \min \left(\frac{\text{longueur caractéristique}}{\sqrt{\frac{E}{\rho}}}, \frac{(\text{longueur caractéristique})^2}{\sqrt{\frac{E}{\rho}} \times \text{épaisseur}} \times \sqrt{\frac{3(1-\nu)}{2}} \right) \quad (4.1)$$

Pour augmenter ce pas de temps, il est possible d'accroître artificiellement la densité locale d'un élément. Les études menées par C. Lange [6] ont montré que l'utilisation de cet artifice avec les valeurs préconisées par PSA Peugeot Citroën et ESI Group pour la simulation de l'emboutissage, n'a que peu d'influence sur les résultats de la simulation du procédé de sertissage mais diminue de façon significative le temps de calcul. Les éléments utilisés pour les simulations de sertissage sont des éléments de type Belytschko. Ils utilisent la théorie de Midlin-Reissner qui admet que les sections initialement normales à la surface moyenne de l'élément restent droites. Le cisaillement transverse est pris en compte mais reste constant dans l'épaisseur. Deux types d'éléments sont utilisés pour discrétiser la géométrie, des éléments triangulaires et des éléments quadrangulaires. Les éléments triangulaires possèdent trois degrés de liberté en translation et trois degrés de liberté en rotation. Les polynômes d'interpolation sont de degré un et il n'y a qu'un seul point d'intégration sur la surface de l'élément (sous-intégration). Par défaut, le nombre de points d'intégration dans l'épaisseur sera fixé à 5. Il est possible d'utiliser un maillage adaptatif. La méthode consiste à diviser un élément en quatre en créant des nœuds au centre de chaque arête (Figure 4.2). Les champs de contraintes et de déformations de chaque nouvel élément sont égaux aux champs mécaniques de l'élément source.

Deux critères sont utilisés pour déterminer si l'élément doit être, ou non, subdivisé. Le premier critère est déterminé par l'angle entre la normale à l'élément (\vec{n}_1) et celle de ses voisins (\vec{n}_2), comme l'indique la figure 4.3. Ce critère peut être utile pour la détection des plis ainsi que pour le procédé de sertissage qui génère des courbures importantes du maillage. Dans ce cas, un angle limite α_{max} de 10° sera utilisé. Toutefois le raffinement ne s'active que lorsque cet angle est détecté et l'angle entre les normales de certains éléments raffinés reste donc égal ou supérieur à α_{max} défini. On préfère donc imposer un raffinement particulièrement élevé (niveau de raffinement autorisé égal à 6) sur les phases précédentes au présertissage afin de bien décrire la forte courbure de la zone pliée en fin de procédé.

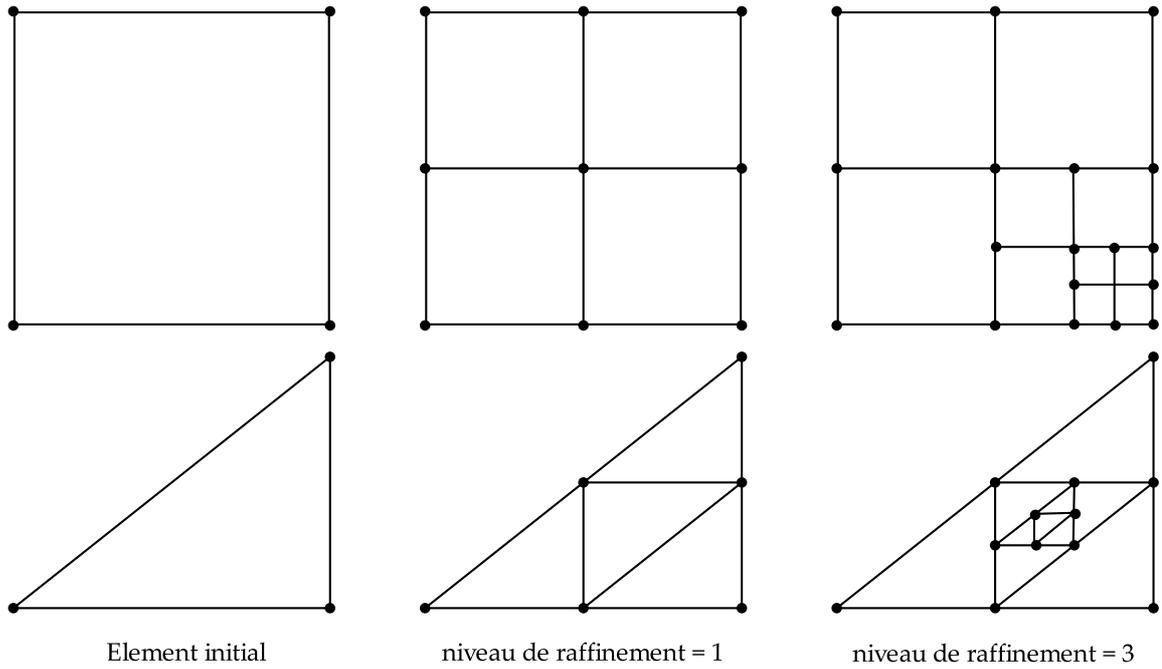


FIG. 4.2 – Niveau de raffinement des éléments triangulaires et quadrangulaires.

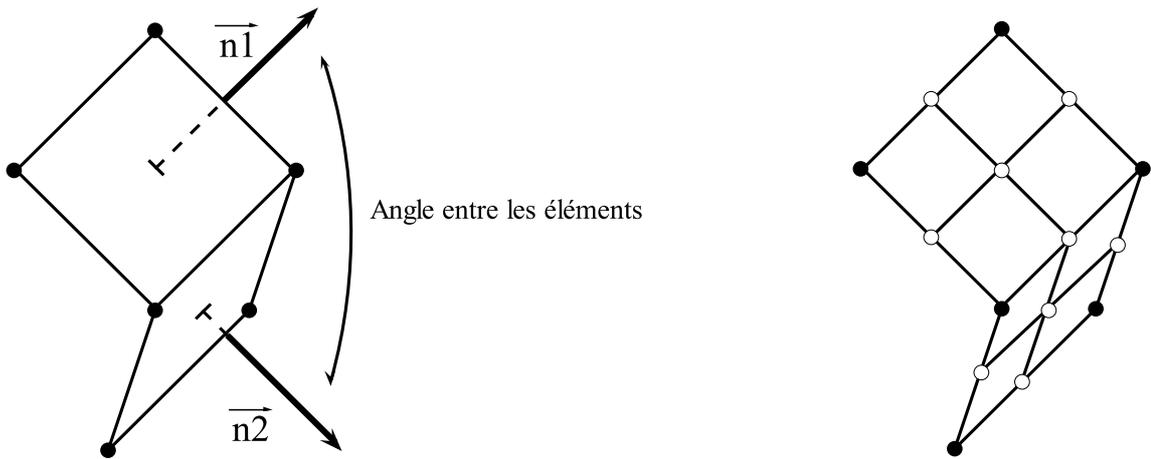


FIG. 4.3 – Critère d'angle pour le raffinement de maillage.

La figure 4.4 présente le second critère. Il s'agit de la détection du rapprochement du flan de zones avec fortes courbures locales de l'outil. Ce critère permet un raffinement du corps déformable avant qu'apparaissent des erreurs dues à un maillage trop grossier. Ce critère déclenche un raffinement important de la zone du rayon de tombage, lorsque le flan est en contact avec le rayon de la matrice, afin de préparer les étapes de présertissage et de sertissage.

Les corps déformables sont représentés par des éléments situés sur la surface moyenne de la tôle. Les nœuds constituant cette surface discrétisée sont considérés comme des sphères de rayon égal à une demi-épaisseur de la tôle. Au sertissage, cette méthode peut générer des problèmes de contact entre la doublure et la peau, comme le montre la figure 4.5. En effet, les nœuds situés sur le bord des corps déformables ne sont pas considérés comme des demi-sphères et

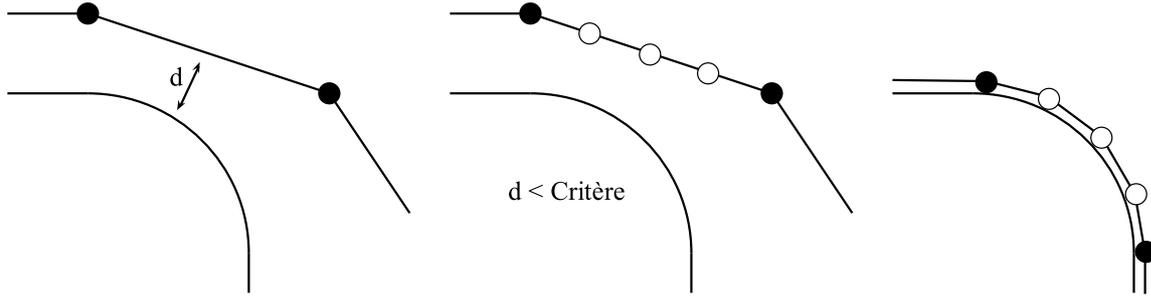


FIG. 4.4 – Critère géométrique pour le raffinement de maillage.

peuvent pénétrer, initialement, le second corps déformable. Il est donc nécessaire de considérer cette demi-épaisseur tôle lors de la mise en place de la doublure dans les outils. La qualité des surfaces numériques des outils rigides n'autorise aucune pénétration entre les éléments maîtres et esclaves au cours du calcul. Le contact de pénalité non-linéaire a donc été adopté afin de respecter parfaitement la géométrie des outils.

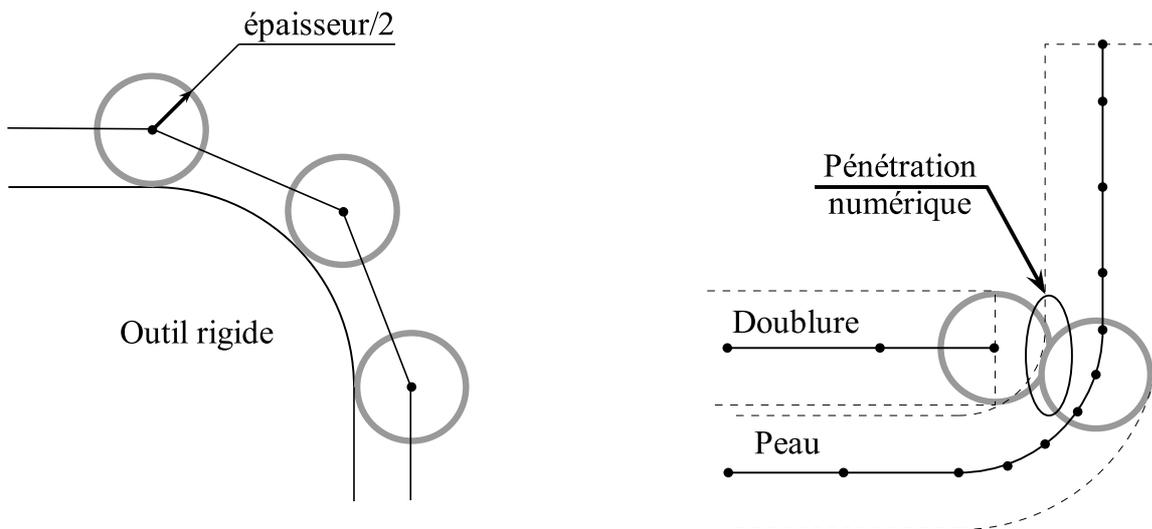


FIG. 4.5 – a) Gestion du contact entre les nœuds des éléments et l'outil rigide et b) problème de pénétration entre la doublure et la peau lors du sertissage.

Les modèles de comportement adoptés pour la modélisation du sertissage correspondent aux lois de comportement précédemment identifiées. Le logiciel Pamstamp2G n'autorise toutefois pas l'utilisation du modèle **Hill48_MixteSwift** et pour les raisons évoquées au chapitre 2, section 2.4.2, le modèle **Hill48_MixteVoce** ne sera pas étudié.

4.3 Simulation des éprouvettes planes

4.3.1 Simulation 2D

Les premières études sur le sertissage ont été menées sur l'éprouvette plane à bord droit avec le logiciel Abaqus. Un calcul 2D implicite a été effectué avec l'hypothèse de déformations planes afin de déterminer rapidement les paramètres les plus influents sur les résultats. La forte localisation des déformations au niveau du rayon de courbure impose une discrétisation fine dans la zone pliée (Figure 4.6). Des éléments avec une interpolation quadratique ont été choisis. Des raffinements locaux sont réalisés au niveau du rayon de courbure. Huit couches d'éléments ont été utilisées dans l'épaisseur du flan. Plus on se rapproche de la couche supérieure (surface en contact avec le rayon de matrice à l'étape de tombage), plus la taille des éléments est petite. De plus, le nombre d'éléments dans l'épaisseur décroît graduellement lorsque l'on s'éloigne de la zone de flexion : on passe de huit éléments dans l'épaisseur à quatre, puis à deux à l'aide de zones de transition d'éléments triangulaires. La doublure est également discrétisée sur toute sa longueur par trois couches d'éléments dans l'épaisseur. Néanmoins, il existe des zones de maillage plus fines dans la zone de contact avec le flan lors de l'étape du sertissage. Dans un souci d'optimiser le temps de calcul, les éléments situés sous le serre flan ou le presseur ont une loi de comportement uniquement élastique linéaire (représentant 80% de la longueur de la peau).

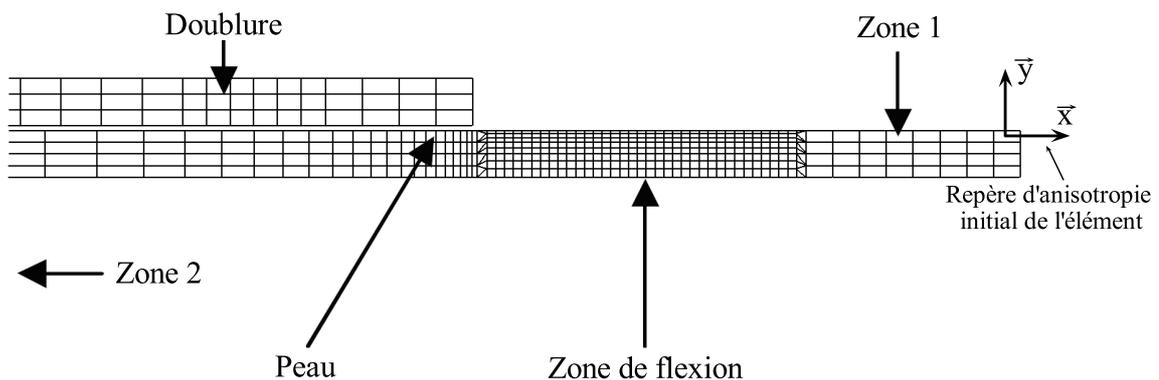


FIG. 4.6 – Maillage de la peau et de la doublure en 2D avec Abaqus dans le cas de l'éprouvette R0.

La figure 4.7 présente l'évolution de la contrainte σ_{xx} en fonction de la déformation ε_{xx} dans le repère local de l'élément (repère d'anisotropie). Les éléments repérés 1, 2 et 3 subissent alternativement des phases de compression et de traction. Ce phénomène justifie l'adoption d'un modèle intégrant l'écrouissage cinématique et laisse penser, malgré des contraintes de traction proche de la limite d'élasticité initiale, que ce choix aura un effet certain sur les données de sortie, tel que l'enroulement ou l'effort sur les outils. Toutefois les éléments situés hors du rayon de courbure intérieur ne subissent pas d'effet cyclique (non représenté ici). Ces éléments subissent uniquement une déformation élastique en traction ou en compression : le sertissage est donc un phénomène très local. Le groupe d'éléments, noté 4, situé à la périphérie du rayon de courbure extérieur ne subit que des phases de traction engendrant des déformations plastiques équivalentes supérieures à 0.7. On observe, sur l'élément 5, une sollicitation complexe par rapport à ses voisines. Ce phénomène s'explique par le fait que cet élément est toujours sur ou très proche du contact ponctuel avec les lames et subit tout les changements de mode de sollicitation au cours du procédé.

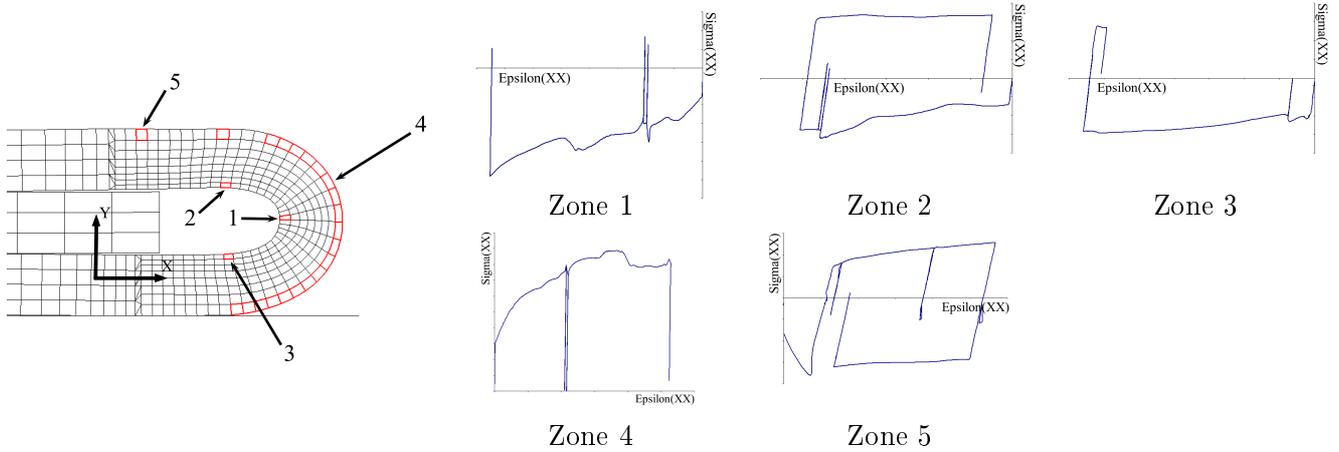


FIG. 4.7 – Évolution de la contrainte σ_{xx} et fonction de ε_{xx} des éléments situés à différents endroits dans le rayon.

La figure 4.8 montre l'évolution de l'enroulement pour l'alliage d'aluminium A6016 et de l'acier E220BH, selon la méthode de mesure présentée au chapitre 3, obtenu en s'appuyant sur la modélisation du procédé de sertissage des éprouvettes planes à bord droit. Cette évolution peut être décomposée en quatre phases quasi-linéaires. Lors du présertissage, l'évolution est continue. Une partie de l'enroulement est restaurée après retour élastique. Le comportement de la peau est très différent lorsque l'horizontalité de son bord est imposée par la lame de sertissage. On observe, en effet, un déroulement de la peau qui tend à diminuer l'enroulement lors de l'écrasement du bord de la peau contre la doublure.

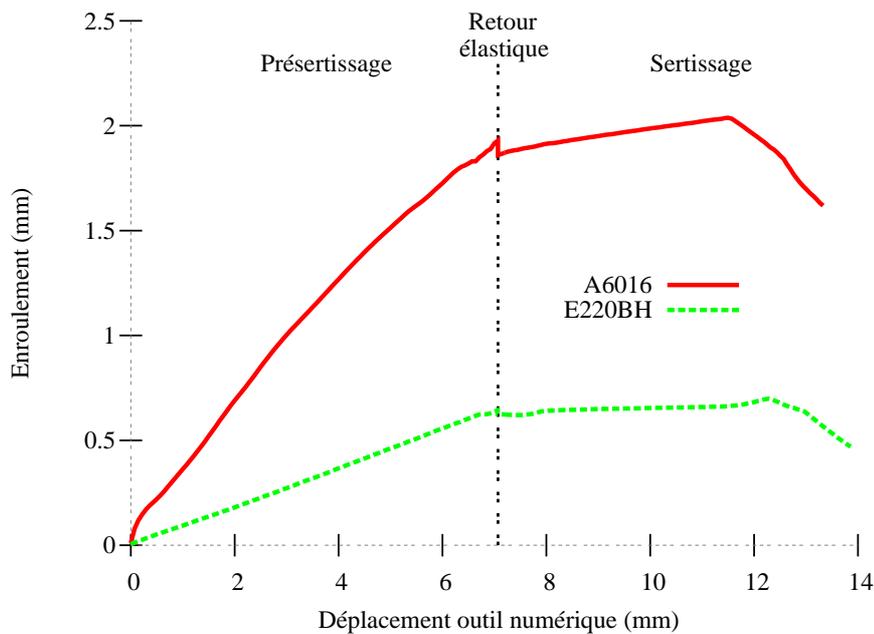


FIG. 4.8 – Évolution de l'enroulement entre l'étape de présertissage et de sertissage pour l'alliage d'aluminium A6016 et l'acier E220BH.

La figure 4.9 montre l'évolution des efforts de tombage sur l'éprouvette R0 pour l'alliage d'aluminium et pour l'acier E200BH. Les différentes lois de comportement précédemment identifiées sont utilisées afin de déterminer leur influence sur la prédiction de l'effort de réaction sur la lame. Ces données ne peuvent être comparées aux données expérimentales puisque l'effort de presse n'a pas été relevé au cours des essais. On constate toutefois des écarts peu significatifs concernant l'alliage d'aluminium, avec un effort de réaction plus important avec le modèle **vMises_Voce**. Pour l'acier, le phénomène inverse est constaté avec un effort de réaction plus important avec le modèle **Hill48_Swift**.

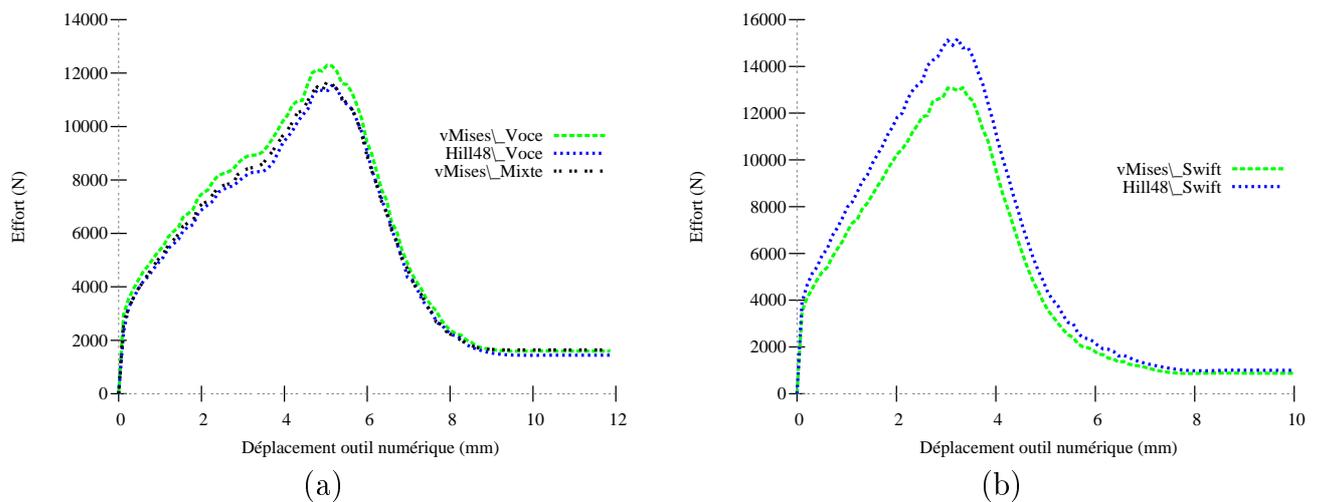


FIG. 4.9 – Évolution de l'effort de tombage pour l'éprouvette R0 dans le cas a) de l'alliage d'aluminium A6016 et b) de l'acier E220BH selon les lois de comportement utilisées.

La figure 4.10 montre les efforts de réaction dans le cas du présertissage. Cette fois, les résultats de la simulation sont comparés aux données expérimentales. Comme pour la phase de tombage, le modèle **vMises_Voce** présente un effort de réaction plus important dans le cas de l'alliage d'aluminium et inversement pour l'acier. La prédiction des efforts de réaction la plus élevée se rapproche d'ailleurs des essais expérimentaux. Des écarts importants subsistent pour l'alliage d'aluminium entre les simulations et l'expérimental liés à une mauvaise gestion du contact entre la lame de présertissage et le bord de la tôle soulignée par [6].

La figure 4.11 montre que les écarts sont minimisés lors de l'étape de sertissage et que les valeurs obtenues sont proches des résultats expérimentaux. La prise en compte de l'effet Bauschinger a tendance à diminuer l'effort d'écrasement final de la peau contre la doublure. A la fin de l'essai, les flexions des outils (matrices et lames de sertissage) constatées expérimentalement ne permettent pas une corrélation optimale. Les simulations ont, en effet, été réalisées avec des outils rigides indéformables.

Le tableau 4.1 présente les résultats obtenus sur l'enroulement. Une moyenne sur les trois sections de mesure de l'éprouvette a été réalisée. On remarque une faible influence de la loi de comportement pour l'alliage d'aluminium sur les valeurs de l'enroulement. Pour l'acier, de meilleurs résultats sont observés pour la simulation numérique avec le modèle **Hill48_Swift**.

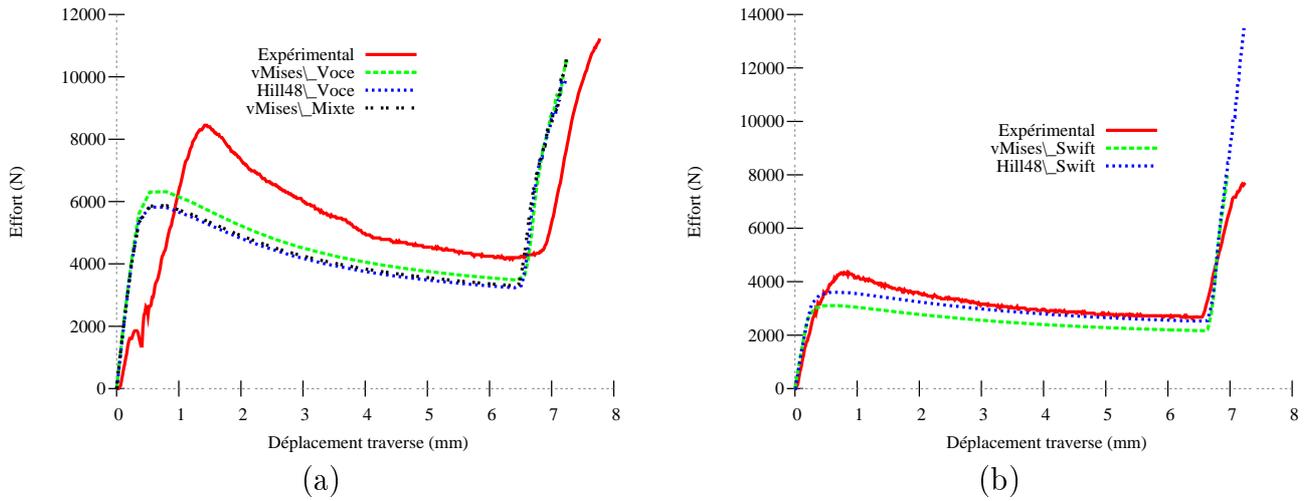


FIG. 4.10 – Évolution de l'effort de présertissage pour l'éprouvette R0 dans le cas a) de l'alliage d'aluminium A6016 et b) de l'acier E220BH selon les lois de comportement utilisées.

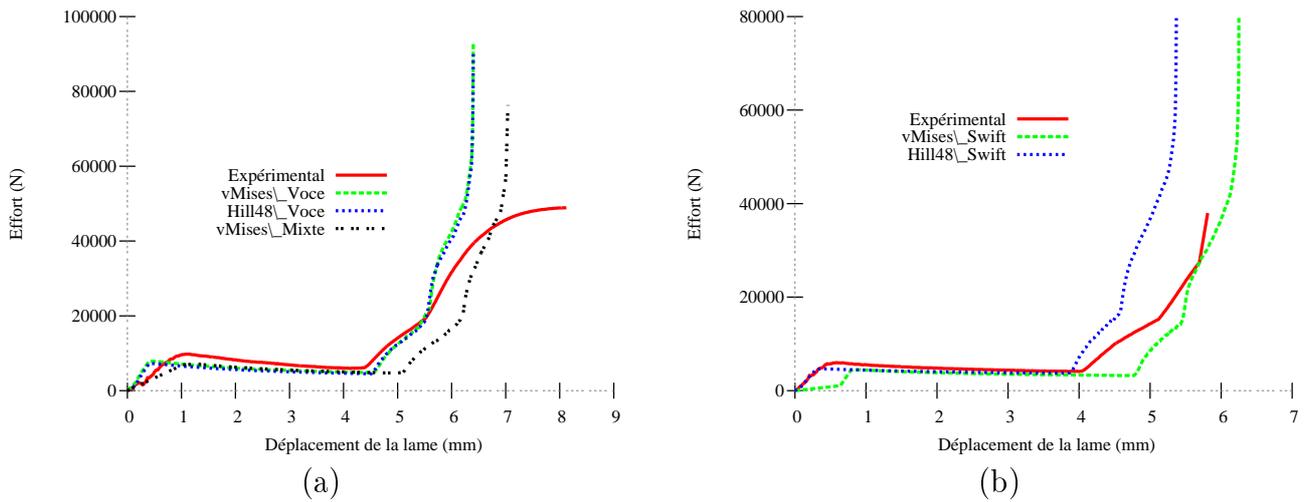


FIG. 4.11 – Évolution de l'effort de sertissage pour l'éprouvette R0 dans le cas a) de l'alliage d'aluminium A6016 et b) de l'acier E220BH selon les lois de comportement utilisées.

TAB. 4.1 – Comparaison entre les valeurs expérimentales et simulées de l'enroulement pour les éprouvettes R0 en alliage d'aluminium et en acier.

Opérations	Matériau	Enroulement expérimental (mm)	vMises_Voce vMises_Swift (mm)	Hill48_Voce Hill48_Swift (mm)	vMises_Mixte (mm)
Présertissage	A6016	1.68 ± 0.2	1.86	1.86	1.88
	E220BH	0.78 ± 0.1	0.64	0.76	-
Sertissage	A6016	1.55 ± 0.2	1.64	1.61	1.61
	E220BH	0.68 ± 0.1	0.49	0.61	-

La valeur du retour élastique du bord lors de l'étape de tombage et de l'étape de sertissage a été mesurée sur les éprouvettes. L'estimation de l'ouverture du bord tombé est importante puisqu'elle détermine la faisabilité de l'insertion de la doublure dans la peau (opération de mariage) et du sertissage en seulement deux opérations, sans déplier le bord dans le sens opposé lors du présertissage. La prédiction du retour élastique de la peau sur la doublure à la fin de l'étape de sertissage est également intéressante puisque le maintien de l'assemblage final en dépend. La figure 4.12 présente le choix du signe adopté pour décrire le sens d'ouverture du bord après l'étape de sertissage. La comparaison entre les essais et les simulations est présentée dans le tableau 4.2.

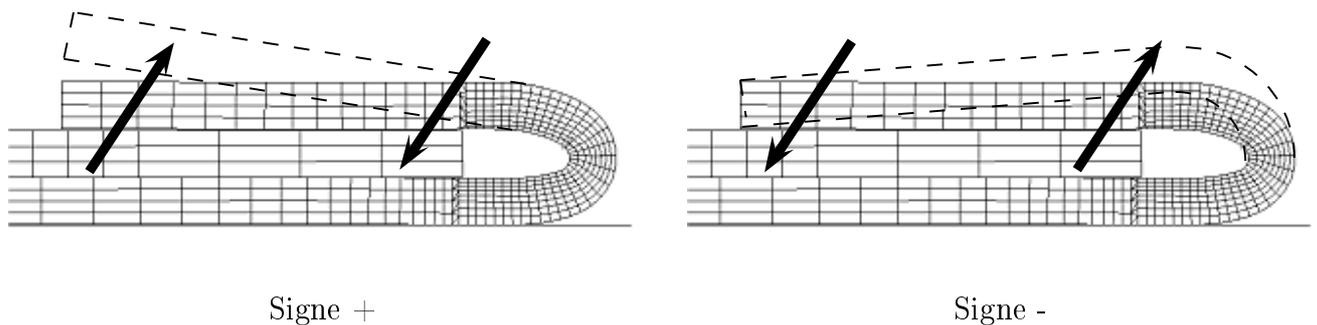


FIG. 4.12 – Distinction du signe de retour élastique après la phase de sertissage; le signe positif correspond à une ouverture du bord extrême, alors que le signe négatif correspond à une ouverture de la zone pliée proche du rayon de pliage.

Contrairement aux valeurs de l'enroulement, seule la surface de charge anisotrope se distingue dans la prédiction des évolutions géométriques dues au retour élastique. L'écart avec les modèles **vMises_Voce** et **vMises_Mixte** est assez faible.

TAB. 4.2 – Mesure du retour élastique après les phases de tombage, de présertissage et de sertissage.

Opérations	Matériau	Angle d'ouverture (°)	vMises_Voce vMises_Swift (°)	Hill48_Voce Hill48_Swift (°)	vMises_Mixte (°)
Tombage	A6016	3.2 ± 0.5	3.10	3.96	2.83
	E220BH	2 ± 0.1	1.38	0.64	-
Présertissage	A6016	Non mesuré	4.77	5.01	5.17
	E220BH	Non mesuré	1.70	5.12	-
Sertissage	A6016	-1 ± 0.1	-0.49	-0.35	-0.47
	E220BH	-1 ± 0.1	+0.13	-0.305	-

4.3.2 Simulation 3D

L'ensemble des éprouvettes de la campagne expérimentale a ensuite été simulé avec Pamstamp2G, en utilisant des éléments coques. L'utilisation de ce type d'éléments pour un pliage sur un rayon de courbure inférieur à l'épaisseur de la tôle dans le cas du sertissage est validée par des études précédentes [6, 45]. La figure 4.13 montre un exemple de maillage réalisé sur les flans ; la taille de maille initiale dans la zone supérieure (zone de raffinement) est de 3 mm, et de 4 mm dans la zone inférieure pour la réduction du temps de calcul. Le niveau de raffinement automatique est égal à 3, ce qui correspond à un découpage de l'élément en 64 sous éléments maximum.

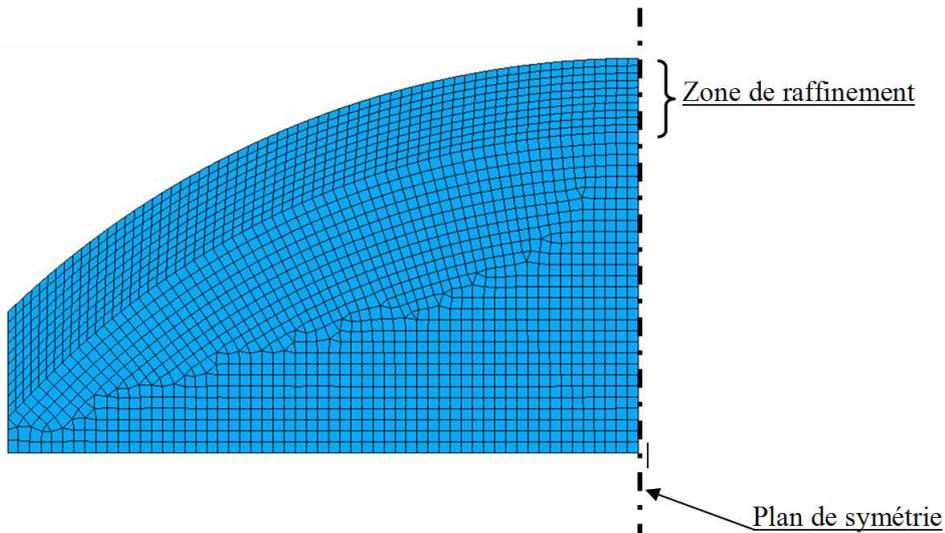


FIG. 4.13 – Exemple de maillage de l'éprouvette R250 réalisé avec Pamstamp2G.

Les simulations ont été réalisées uniquement avec les modèles **Hill48_Voce** et **Hill48_Swift**. Les résultats sont présentés dans le tableau 4.3. Pour l'éprouvette R0, les valeurs estimées par la simulation numérique sont assez proches des résultats expérimentaux. Pour les éprouvettes R250, l'écart des valeurs d'enroulement entre le centre de l'éprouvette et ses bords est compatible avec les résultats de la littérature [14]. La simulation numérique sous-estime les enroulements dans ce cas mais représente bien la dissymétrie des valeurs d'enroulement.

Les résultats obtenus sont en accord avec les résultats de Lange [6]. La prise en compte de l'effet Bauschinger permet d'obtenir des résultats sur l'enroulement proches des résultats expérimentaux. Cette étude valide donc l'utilisation de Pamstamp2G sur des éprouvettes planes. Le chapitre suivant présente les modélisations numériques et les comparaisons avec les résultats expérimentaux sur des éprouvettes de géométrie plus complexe, avec un galbe et une prédéformation équivalente à ce que l'on peut obtenir après emboutissage.

TAB. 4.3 – Comparaison entre les mesures expérimentales et les simulations sur les valeurs d'enroulement obtenues pour les éprouvettes R250 et A250 au présertissage (PS) et au sertissage (S), en alliage d'aluminium et en acier.

Éprouvettes	Matériau	Position de la mesure	Enroulement expérimental (mm)	vMises_Voce vMises_Swift (mm)	Hill48_Voce Hill48_Swift (mm)	vMises_Mixte (mm)
R0 (PS)	A6016	Centre	1.66 ± 0.1	1.85	1.86	1.88
		Extrémités	1.70 ± 0.2	1.87	1.85	1.89
	E220BH	Centre	0.78 ± 0.1	0.63	0.65	-
		Extrémités	0.78 ± 0.2	0.64	0.65	-
R0 (S)	A6016	Centre	1.53 ± 0.1	1.64 (+7%)	1.61 (+6%)	1.60 (+4%)
		Extrémités	1.57 ± 0.2	1.66 (+6%)	1.62 (+3%)	1.61 (+2%)
	E220BH	Centre	0.68 ± 0.1	0.58 (-15%)	0.62 (-10%)	-
		Extrémités	0.68 ± 0.2	0.60 (-13%)	0.61 (-11%)	-
R250 (PS)	A6016	Centre	1.04 ± 0.1	0.90	1.00	1.20
		Extrémités	1.34 ± 0.2	1.10	1.20	1.35
	E220BH	Centre	0.40 ± 0.1	0.42	0.44	-
		Extrémités	0.53 ± 0.1	0.43	0.50	-
R250 (S)	A6016	Centre	0.98 ± 0.1	0.75 (-30%)	0.76 (-29%)	0.80 (-23%)
		Extrémités	1.30 ± 0.2	0.98 (-34%)	1.00 (-30%)	1.02 (-27%)
	E220BH	Centre	0.33 ± 0.1	0.28 (-17%)	0.30 (-10%)	-
		Extrémités	0.38 ± 0.2	0.31	0.41	-
A250 (PS)	A6016	Centre	1.06 ± 0.1	0.75	0.77	0.77
		Extrémités	1.15 ± 0.2	0.76	0.79	0.80
	E220BH	Centre	0.44 ± 0.1	0.31	0.35	-
		Extrémités	0.50 ± 0.2	0.35	0.44	-
A250 (S)	A6016	Centre	1.01 ± 0.1	0.71 (-42%)	0.74 (-36%)	0.66 (-53%)
		Extrémités	1.11 ± 0.2	0.75 (-48%)	0.80 (-39%)	0.80 (-39%)
	E220BH	Centre	0.28 ± 0.1	0.20 (-40%)	0.25 (-12%)	-
		Extrémités	0.38 ± 0.2	0.25 (-52%)	0.32 (-19%)	-

4.4 Mise en forme des éprouvettes galbées

Avant d'analyser les phases de tombage, de présertissage et de sertissage, il est nécessaire d'obtenir la forme de toutes les configurations d'éprouvettes (Tableau 3.4, Chapitre 3). La simulation de l'essai d'expansion biaxiale permet d'obtenir les valeurs des deux galbes différents avec la prise en compte des champs mécaniques issus de cette mise en forme. La phase de découpe permettra ensuite de différencier les différentes géométries étudiées.

4.4.1 Expansion biaxiale

La simulation de l'essai d'expansion biaxiale est réalisée en modélisant la moitié du flan avec des éléments coques à quatre nœuds de type Belytschko (Figure 4.14-(a)). Une seule symétrie du flan est utilisée de manière à extraire l'éprouvette entière lors de la découpe. De façon à respecter au mieux les conditions expérimentales (influence des outils sur la forme finale du flan), la matrice et le serre-flan sont pris en compte par l'intermédiaire de surfaces analytiques. La simulation du procédé de sertissage par roulage nécessite en effet d'utiliser la totalité de l'éprouvette puisque le problème ne présente pas de symétrie de la géométrie ni du chargement. La taille de maille au niveau du rayon de la matrice est égale à 4.5 mm, avec un raffinement autorisé en cours de calcul de 3. La taille finale des éléments situés dans la zone du rayon de 10 mm sera donc de 1.125 mm, soit environ 9 éléments pour décrire la géométrie. La taille de maille dans la zone de gonflement est égale à 8.30 mm, sans raffinement. La figure 4.14-(b) présente les isovaleurs de la déformation plastique équivalente obtenues sur la déformée de la peau en alliage d'aluminium. On peut également observer le maillage réalisé sur les outils rigides.

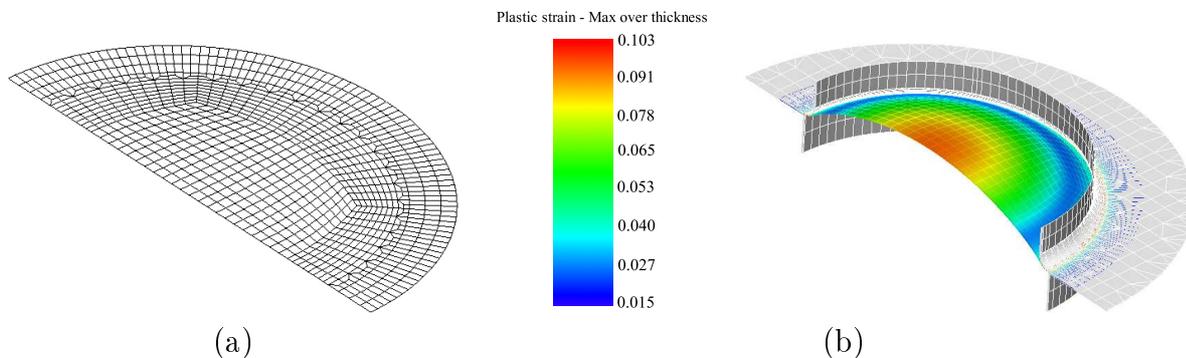


FIG. 4.14 – a) Maillage initial et b) isovaleurs de la déformation plastique équivalente sur la déformée en alliage d'aluminium, à la fin de l'expansion biaxiale (galbe de 215mm).

La pression d'huile, dont l'évolution en fonction du temps est obtenue expérimentalement, est appliquée sur la surface de la peau en contact avec le fluide. La simulation est arrêtée lorsque la pression appliquée est identique à la pression expérimentale permettant d'obtenir, soit le galbe le plus faible (environ 386 mm), soit le galbe le plus élevé (environ 215 mm). L'effort de serrage du presseur et le coefficient de frottement ont été optimisés de manière à se rapprocher de l'évolution expérimentale de la pression en fonction du déplacement au pôle, comme le montre la figure 4.15. L'effort de serrage adopté pour les deux matériaux est égal à 600 kN et le coefficient de frottement à 0.12; ces valeurs assurent un contrôle de l'avancement de la tôle sous le serre-flan. Un écart est observé au début de chaque essai qui peut être lié à la déformation que subit le flan lors du serrage du serre-flan et qui n'est pas enregistré par les capteurs de

déplacement. Les simulations sont toutefois très proches de la réponse expérimentale pour des déplacements de 25 et de 45 mm, correspondant à l'obtention des deux galbes étudiés.

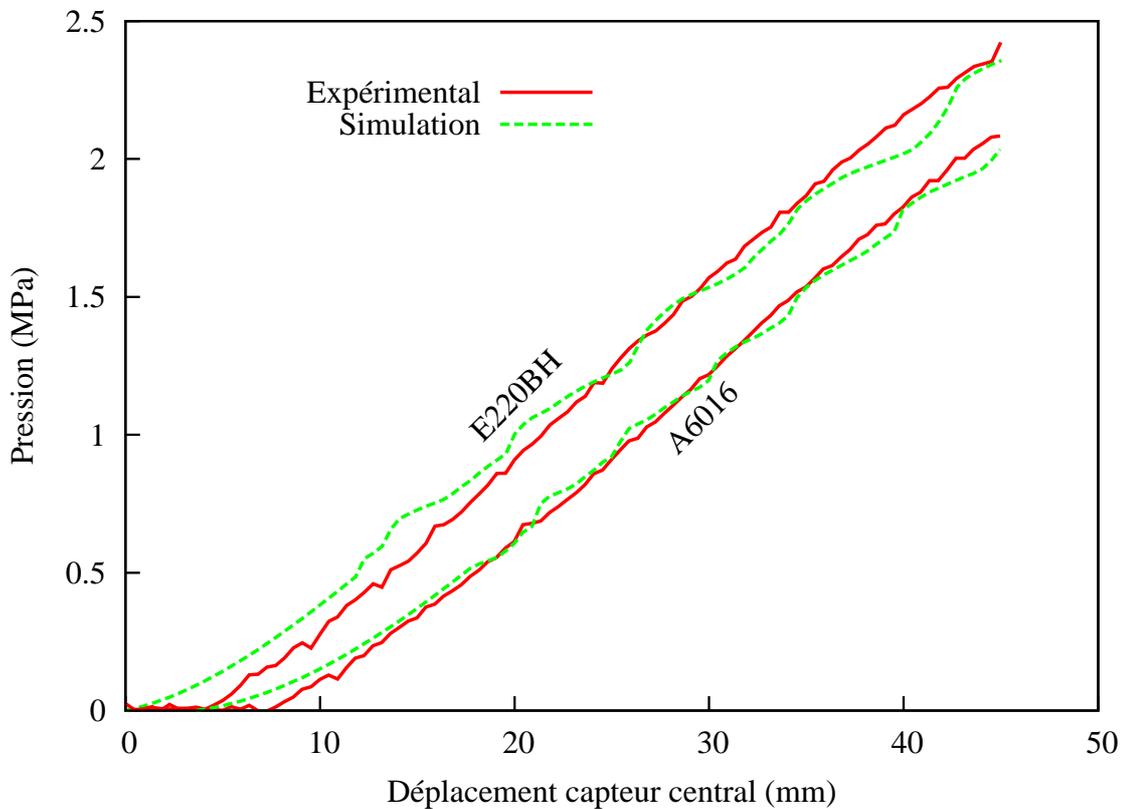


FIG. 4.15 – Comparaison des données expérimentales et de la simulation de l'expansion biaxiale pour l'alliage d'aluminium et l'acier.

Le tableau 4.4 présente les résultats obtenus lors des simulations d'expansion biaxiale. On remarque une déformation plastique équivalente inférieure à l'objectif fixé, à savoir de 0.05 et 0.15 pour des rayons de galbe respectivement de 386 mm et 215 mm. Dans le cas de l'alliage d'aluminium, la déformation plastique équivalente atteinte au pôle est toutefois légèrement supérieure à 0.1. Les épaisseurs calculées au pôle montrent des réductions de l'ordre de 10% pour le galbe le plus important, et de l'ordre de 3 à 6% pour le galbe le plus faible. La répartition des réductions d'épaisseur est semblable à la répartition des déformations plastiques, avec toutefois une augmentation sous le serre-flan, liée aux fortes compressions circonférentielles. La mesure du rayon de galbe sur la surface du flan est réalisée par la méthode des moindres carrés, sur la longueur curviligne de l'éprouvette (164 mm pour $R_g = 215$ mm et 161 mm pour $R_g = 386$ mm). Les résultats présentent une différence de quelques millimètres selon la direction de mesure à cause de l'anisotropie de la tôle, qui est d'ailleurs plus marquée dans le cas de l'acier. Les valeurs obtenues sont supérieures aux rayons de galbe visés, ce qui confirme les observations faites sur les déformations plastiques équivalentes. On obtient ainsi une erreur moyenne sur le galbe des outils de mise en forme du dispositif de 10% pour le galbe de 215 mm et de 7.5% pour le galbe de 386 mm, avant le retour élastique lié à l'opération de découpe.

TAB. 4.4 – Comparaison des résultats expérimentaux et numériques des essais d’expansion biaxiale pour les différentes lois de comportement de l’alliage d’aluminium A6016 et de l’acier E220BH (- : valeurs non mesurées expérimentalement).

A6106		Exp.	vMises_Voce	Hill48_Voce	Hill48_Mixte
$R_g^{theo} = 215 \text{ mm}$ $R_g^{theo} = 386 \text{ mm}$	$\bar{\varepsilon}^p$	-	0.121	0.140	0.127
		-	0.050	0.049	0.043
	Ep (mm)	0.85 ± 0.01	0.887	0.857	0.869
		0.94 ± 0.01	0.952	0.948	0.953
	R_g (mm)	205	232.7	225.2	224.9
		-	383.9	374.9	385.9
E220BH		Exp.	vMises_Swift	Hill48_Swift	
$R_g^{theo} = 215 \text{ mm}$ $R_g^{theo} = 386 \text{ mm}$	$\bar{\varepsilon}^p$	-	0.134	0.142	
		-	0.050	0.028	
	Ep (mm)	0.60 ± 0.01	0.587	0.641	
		0.66 ± 0.01	0.638	0.654	
	R_g (mm)	202	227.5	258.9	
		-	382.3	409.6	

4.4.2 Opérations de découpe et de retour élastique

Les éprouvettes sont obtenues par découpe des flans issus de l’expansion biaxiale à l’aide de lignes de découpe représentant leurs géométries extérieures (Figure 4.16). La découpe est réalisée par conservation des éléments situés à l’intérieur de la ligne de découpe. Les éléments situés sur la frontière de l’éprouvette sont raffinés automatiquement avec un raffinement maximum autorisé égale à 6. Les nœuds extérieurs de ces nouveaux éléments sont projetés sur la ligne de découpe. Cette stratégie permet d’obtenir une géométrie d’éprouvette fidèle aux lignes de découpe utilisées expérimentalement lors des coupes laser. Les trous pour la mesure des enroulements sont également modélisés sur les éprouvettes et les trous de centrage permettent de replacer rapidement les éprouvettes sur les outils de tombage avant ajustement de la valeur du drageage.

Le retour élastique sur les éprouvettes découpées est réalisé à l’aide d’un schéma implicite avec les conditions limites présentées sur la figure 4.16. Les blocages laissent libre l’ouverture du galbe en évitant les mouvements rigides et assurent la mise en place dans les outils de tombage. Les blocages suivant l’axe \vec{X} symbolisent la symétrie dans le sens longitudinal de l’éprouvette. Les nœuds bloqués sont placés suffisamment loin de la zone de flexion de manière à être utilisés aussi pour les étapes de retour élastique suivantes.

Ce procédé d’expansion biaxiale ne permet pas d’obtenir des épaisseurs uniformes sur toute la géométrie de l’éprouvette (Figure 4.16). Les écarts maximums que l’on peut obtenir entre le centre de l’éprouvette et ses extrémités sont de l’ordre de 6%. Or, lors de la phase de conception, les rayons des surfaces de contact des outils ont été définies de manière à correspondre aux rayons de galbe théoriques pour les matrices et aux rayons de galbe théoriques plus l’épaisseur initiale

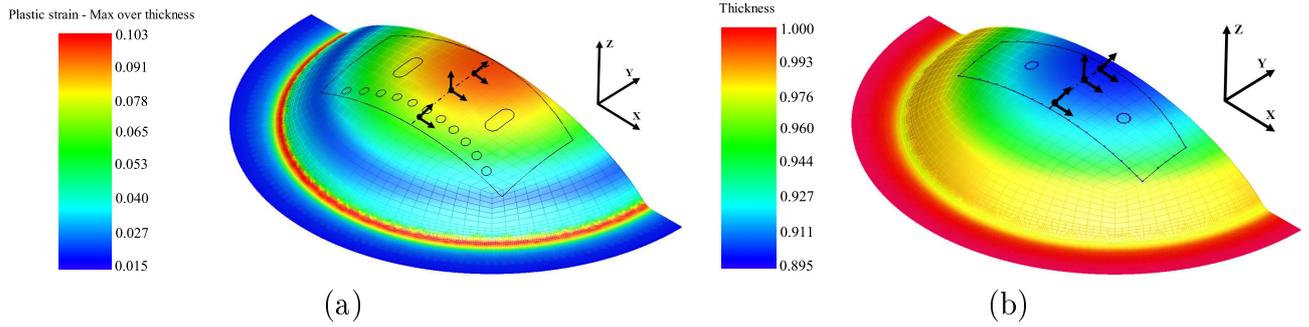


FIG. 4.16 – Ligne de découpe a) de la peau et b) de la doublure sur le flan déformé après expansion biaxiale et les conditions aux limites pour le retour élastique.

de la tôle pour les presseurs (ou inversement selon l'orientation du galbe de la configuration). Pour assurer un maintien correct de l'éprouvette lors des différentes phases, un effort de serrage important a donc été imposé.

Les résultats des retours élastiques sur les différents galbes et matériaux sont présentés dans le tableau 4.5.

TAB. 4.5 – Amplitude du retour élastique après découpe des flans issus de l'expansion pour les différentes lois de comportement étudiées.

			vMises_Voce vMises_Swift	Hill48_Voce Hill48_Swift	Hill48_Mixte
$R_g^{theo} = 215 \text{ mm}$ $R_g^{theo} = 386 \text{ mm}$	A6016	Avant RE	232.7 383.9	225.2 374.9	224.9 385.9
		Après RE	235.6 (+1.2%) 390.9 (+1.8%)	226.8 (+0.7%) 389.1 (+3.8%)	225.8 (+0.4%) 391.9 (+1.6%)
	E220BH	Avant RE	227.5 382.3	258.9 409.6	
		Après RE	228.56 (+0.5%) 386.96 (+1.2%)	266 (+2.7%) 427.1 (+4.3%)	

4.5 Opération de tombage

L'opération de tombage est commune aux deux procédés de sertissage (classique et par roulage) et consiste à rabattre le bord de la tôle d'un angle d'environ 90° . La figure 4.17 présente la mise en données de la phase de tombage avec Pamstamp2G pour les configurations A1R et R1R.

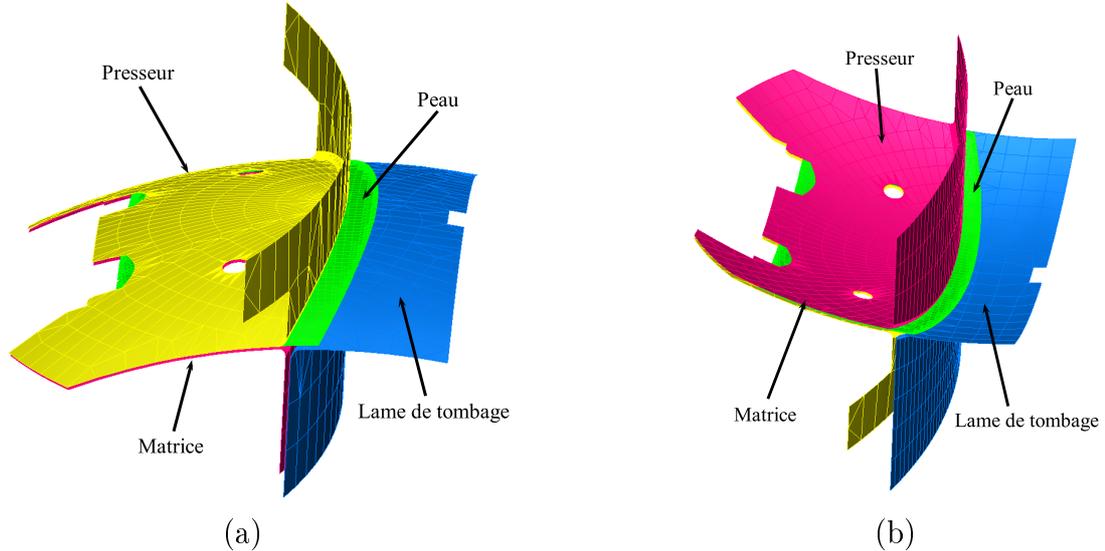


FIG. 4.17 – Modélisation de l'étape de tombage pour les configurations a) A1R et b) R1R.

Avant expansion biaxiale, la taille de l'élément dans la future zone de forte flexion est égale à 8.30 mm. Avec un raffinement maximum autorisé de 6 à partir de l'étape de tombage, la taille de maille sera égale à environ 0.25 mm à la fin du sertissage (en considérant la déformation de la maille), soit environ 16 éléments nécessaires à la bonne représentation du rayon de courbure final. Cette variation du nombre d'élément est obtenu au cours du calcul par l'algorithme de raffinement (Section 4.2). Les petits éléments qui discrétisent le contour de l'éprouvette ainsi que les trous sont généralement de petites tailles. N'influençant pas le comportement de la tôle au cours de la mise en forme et du sertissage, un « mass scaling » leur est appliqué afin d'éviter qu'ils ne pénalisent le pas de temps. Les éléments dont la longueur caractéristique est inférieure à 0.16 mm voient leur masse augmentée numériquement. Le coefficient de pondération est calculé de manière à correspondre à la masse d'un élément dont la longueur caractéristique est égal à 0.16 mm. Des études menées dans [6] ont montré que ce paramètre n'avait que peu d'influence sur la prédiction des enroulements mais permet une réduction importante du temps de calcul.

Le coefficient de frottement adopté pour modéliser les contacts entre le corps déformable et les outils est égal à 0.12. Le serrage de l'éprouvette est réalisé par un effort vertical de 93 kN imposé sur le presseur. La valeur du drageage pour chaque configuration correspond aux valeurs expérimentales présentées dans le tableau 3.7, chapitre 3. Numériquement, ces valeurs sont ajustées de manière à obtenir des hauteurs de bord égales aux mesures expérimentales au dixième de millimètre près. Le jeu entre la lame et la matrice de tombage est égal à l'épaisseur de la tôle initiale + 10%. La vitesse de déplacement de la lame de tombage est imposée par une rampe linéaire partant d'une vitesse nulle pour terminer à une vitesse constante de 5 m/s au delà de 1 mm de course.

4.5.1 Configurations A1R et R1R

La figure 4.18 montre l'évolution de la contrainte σ_{YY} en fonction de la déformation ε_{YY} pour trois points d'intégration dans le repère local d'un élément de la configuration R1R, situés sur le plan de symétrie de l'éprouvette au centre du rayon de tombage. Les points d'intégration sont numérotés 1, 2, 3; 1 étant le plus proche de la surface intérieure sur laquelle la pression est appliquée, 2 étant sur la surface médiane et 3 étant la plus proche de la surface extérieure. L'évolution de la contrainte est alternée entre la phase d'expansion biaxiale et la phase de tombage pour le point d'intégration 1, ce qui justifie l'utilisation du modèle **Hill48_Mixte**.

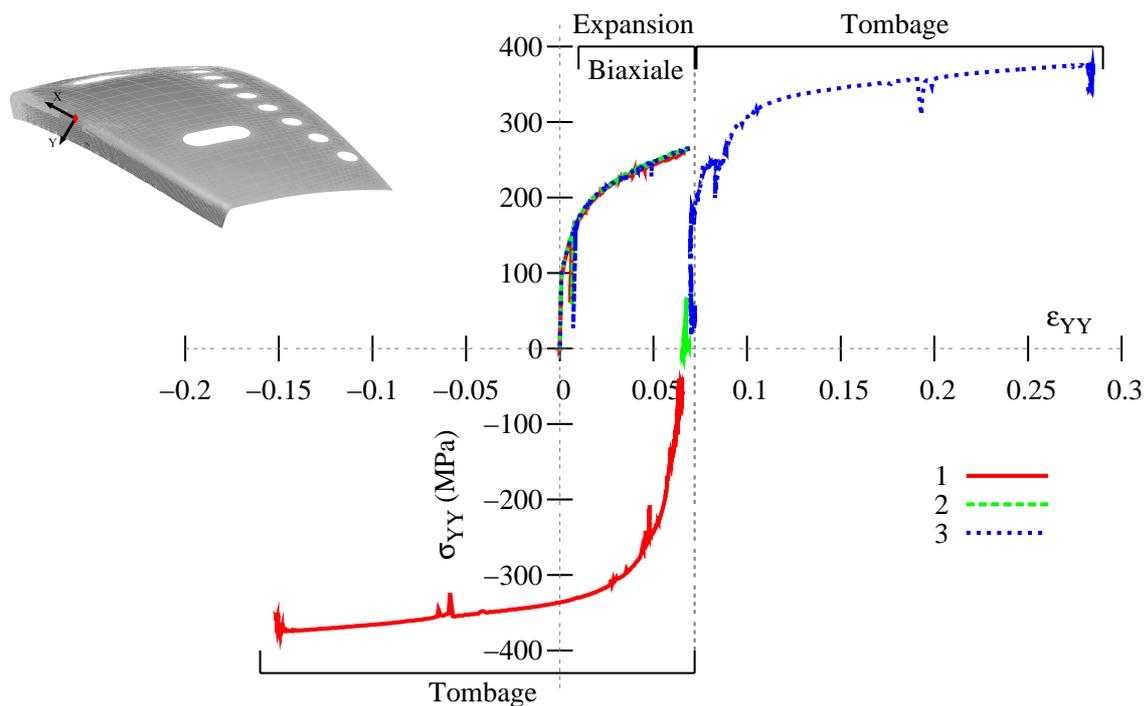


FIG. 4.18 – Évolution de la contrainte σ_{YY} en fonction de la déformation ε_{YY} pour la configuration R1R en alliage d'aluminium pour le modèle **Hill48_Mixte**.

L'évolution des efforts de tombage (Figure 4.19) n'est que peu influencée par les lois de comportement adoptées pour la simulation numérique. L'amplitude des efforts est maximum avec le modèle **vMises_Voce** et présente la moins bonne corrélation de l'amplitude des efforts vertical et horizontal expérimentaux. Les résultats obtenus avec les modèles **Hill48_Voce** et **Hill48_Mixte** sont très proches, malgré l'observation d'un chargement cyclique entre la phase d'expansion biaxiale et de tombage. L'influence de l'anisotropie est donc prépondérante dans ce cas. On remarque que pour les trois lois de comportement, l'effort horizontal est sur-estimé, ce qui peut être associé à une augmentation du jeu entre la lame de tombage et la matrice lors des essais expérimentaux lié au manque de rigidité du dispositif de sertissage ou encore à un coefficient de frottement qui ne correspond pas à la valeur réelle.

Un chargement cyclique est également observé pour l'éprouvette A1R (Figure 4.20). Dans ce cas, le sens de pliage est différent de celui réalisé pour la configuration R1R. C'est donc le point d'intégration 3, qui subit une inversion du sens de la contrainte lors du tombage. Comme pour la configuration R1R, seules les lois de comportement qui prennent en compte l'anisotropie

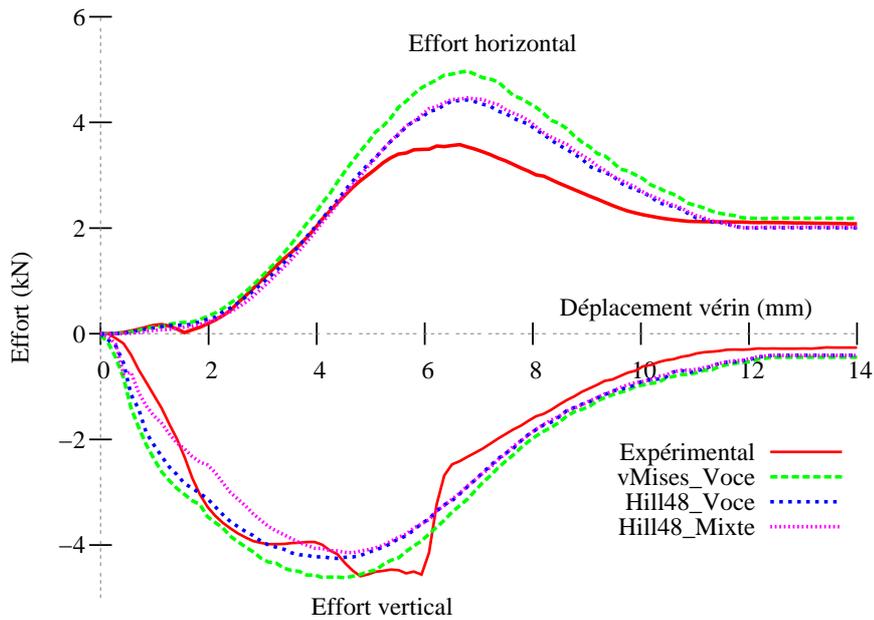


FIG. 4.19 – Comparaison des données expérimentales et des simulations pour la phase de tombage de la configuration R1R en alliage d'aluminium.

se distinguent en terme d'amplitude de l'effort (Figure 4.21). On remarque que dans ce cas, l'effort horizontal est correctement estimé.

L'angle de tombage a été mesuré sur les configurations R1R (Figure 4.22-(a)) et A1R (Figure 4.22-(b)), d'après le protocole détaillé section 4.4.2. Les résultats obtenus avec les différentes lois de comportement ne présentent pas de différence majeure en terme de retour élastique. En effet, l'allure des courbes est similaire à l'expérimental pour la configuration A1R, avec des écarts de l'ordre de 1 à 2°. La configuration R1R présente un écart plus marqué entre les résultats numériques et les essais expérimentaux. L'allure est toutefois semblable aux mesures expérimentales avec une représentation du phénomène d'ouverture moins précise au niveau des bords, notamment pour la configuration A1R. Dans le cas de la configuration R1R, les résultats de la simulation numérique sous-estiment le retour élastique de l'ordre de 35 à 40 %, ce qui conforte l'hypothèse d'une augmentation du jeu théorique entre la lame et la matrice de tombage lors des essais. Comme pour les efforts de tombage, les différentes lois de comportement présentent des résultats équivalents en terme de retour élastique pour ces configurations, avec une amplitude légèrement plus importante pour la loi **Hill48_Mixte**.

L'évolution des efforts de tombage et des angles d'ouverture pour les configurations en acier sont présentées figure 4.23. Pour les deux matériaux, l'évolution des efforts en fin de tombage est contrôlée par le frottement de la lame sur la surface extérieure du flan. On peut voir (Figures 4.19, 4.21 et 4.23) que le niveau d'effort est bien décrit, ce qui confirme la valeur du coefficient de frottement choisie pour les simulations. La prédiction des efforts et des angles d'ouverture de la configuration R1R présente des résultats similaires à la configuration en aluminium, avec des écarts importants sur l'effort horizontal. L'observation du niveau d'effort en fin de tombage ne permet pas d'inculper le coefficient de frottement et confirme donc l'augmentation du jeu entre la lame et la matrice en cours de l'essai. En terme d'effort vertical la loi **Hill48_Swift**

présente la meilleure prédiction. La prise en compte de l'anisotropie augmente l'amplitude des efforts mais ne présente pas de changement majeur sur la prédiction des angles d'ouverture.

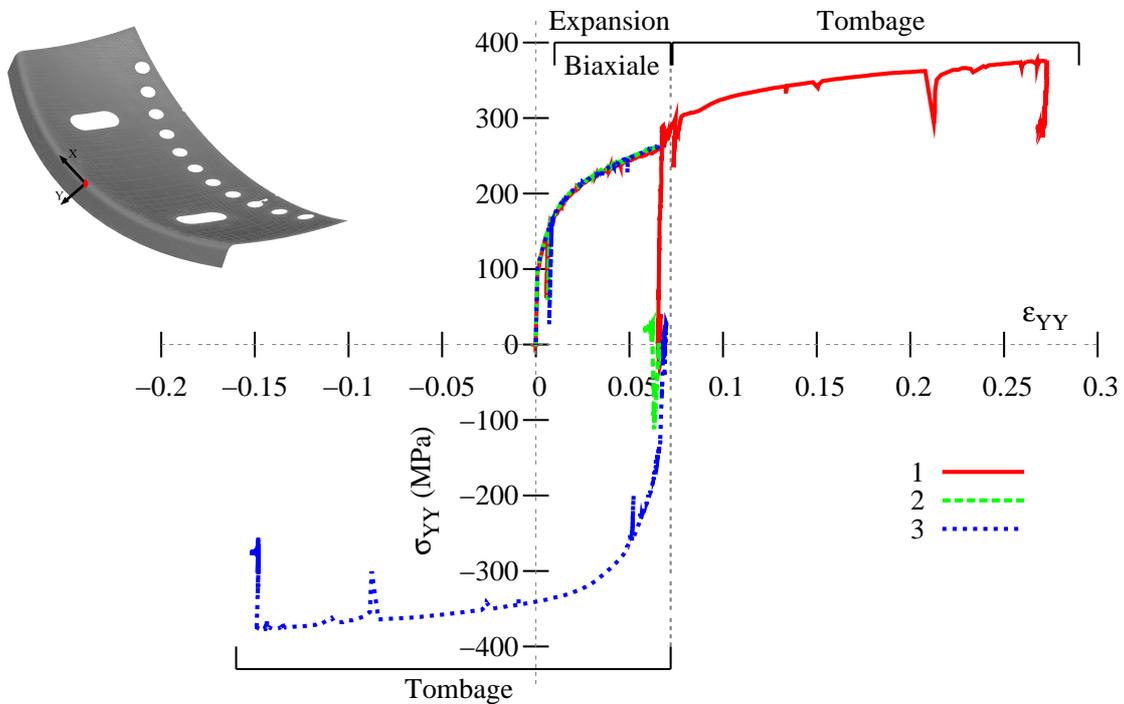


FIG. 4.20 – Évolution de la contrainte σ_{YY} en fonction de la déformation ϵ_{YY} pour la configuration A1R en alliage d'aluminium pour le modèle Hill48_Mixte.

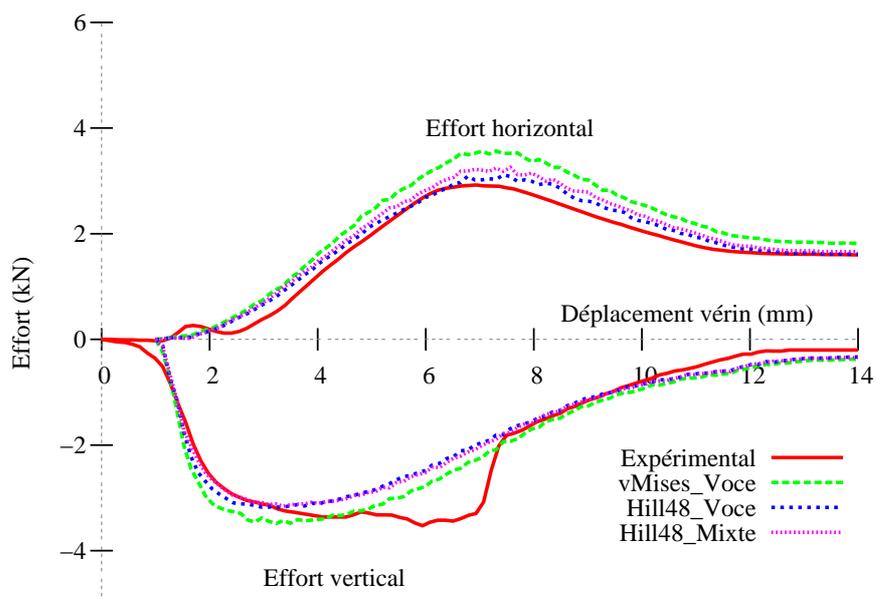


FIG. 4.21 – Comparaison des données expérimentales et des simulations pour la phase de tombage de la configuration A1R en alliage d'aluminium.

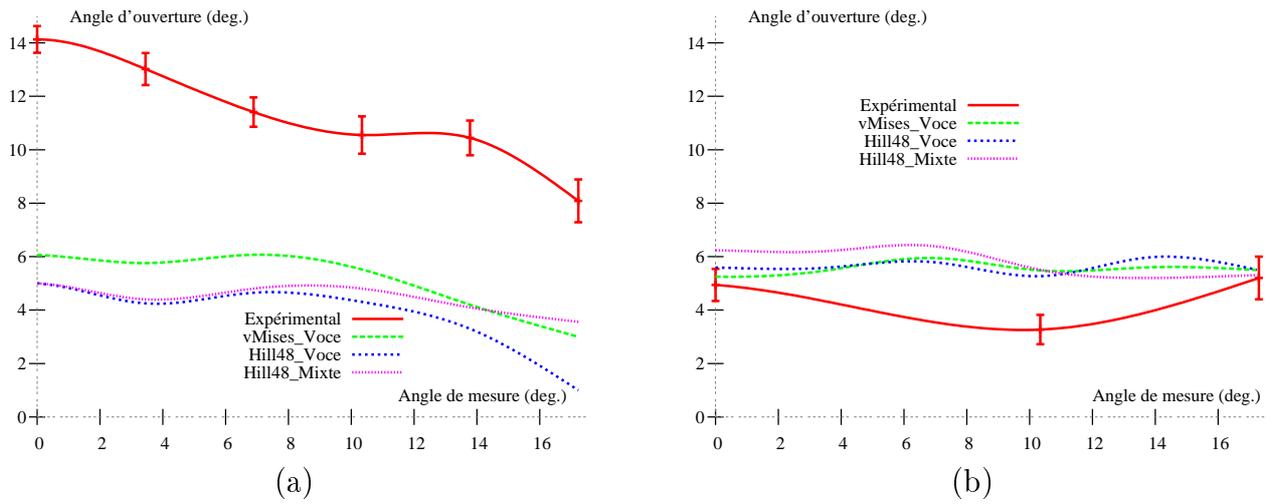


FIG. 4.22 – Évolution de l'angle d'ouverture du bord après retour élastique de la phase de tombage pour les configurations a) R1R et b) A1R en alliage d'aluminium.

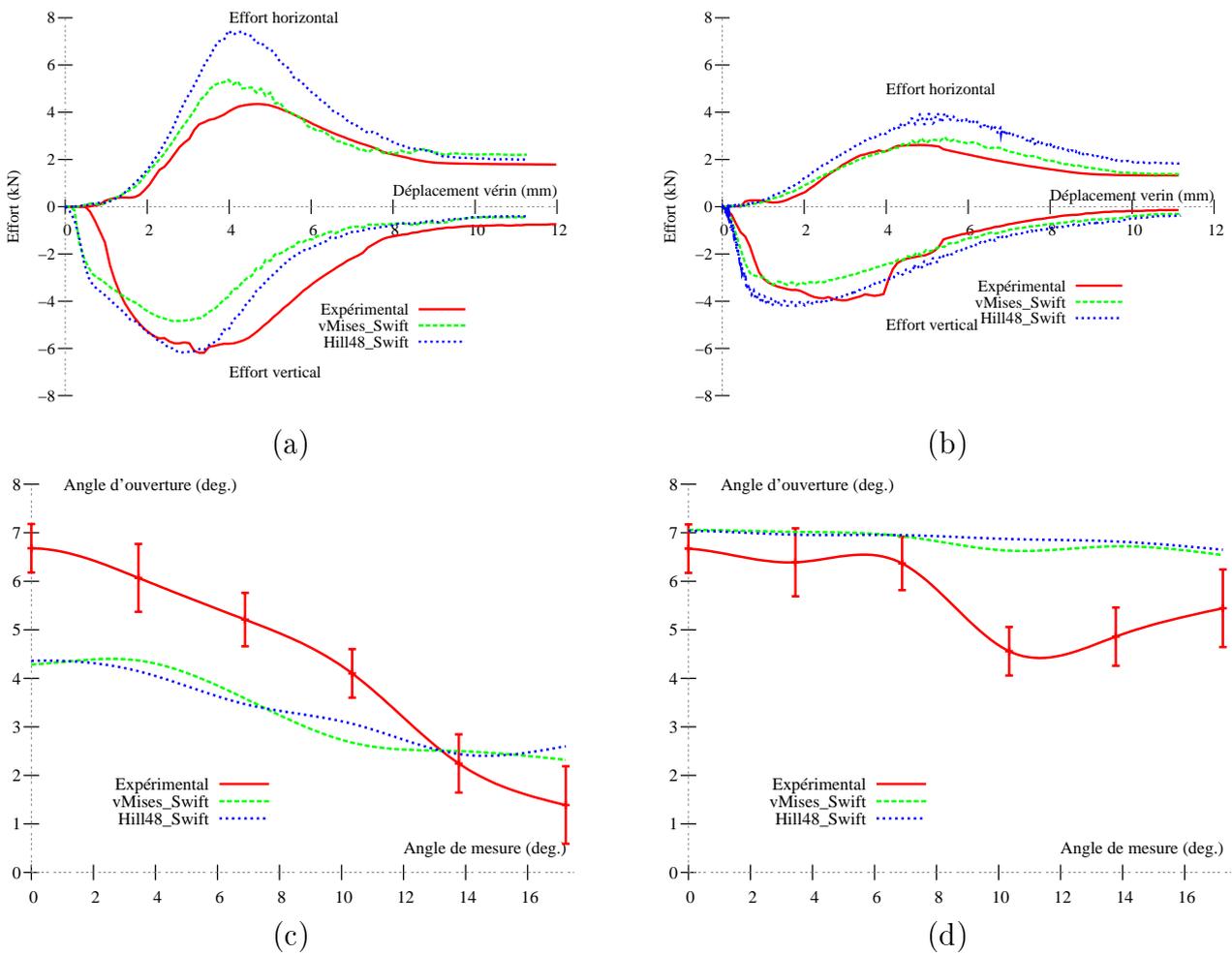


FIG. 4.23 – Comparaison des données expérimentales et des simulations sur les efforts de la phase de tombage de la configuration a) R1R et b) A1R et sur les angles d'ouverture du bord après retour élastique pour les configurations c) R1R et d) A1R en acier.

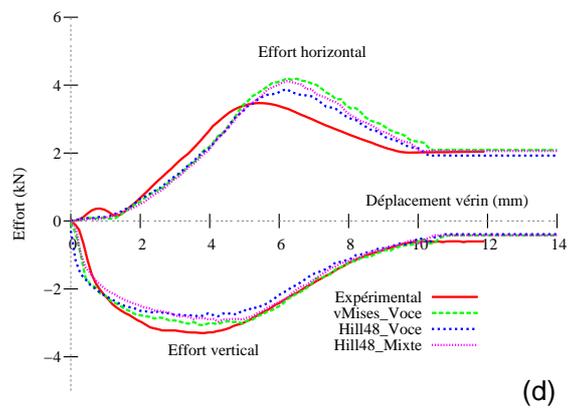
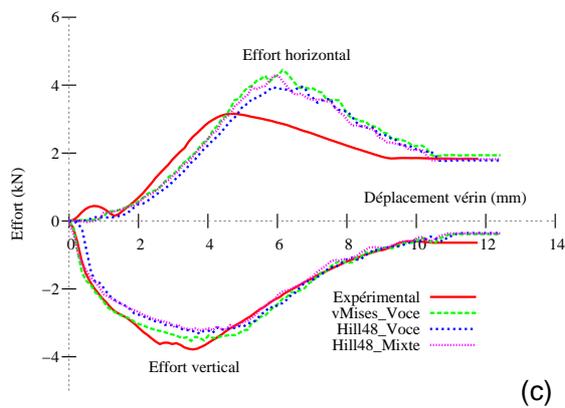
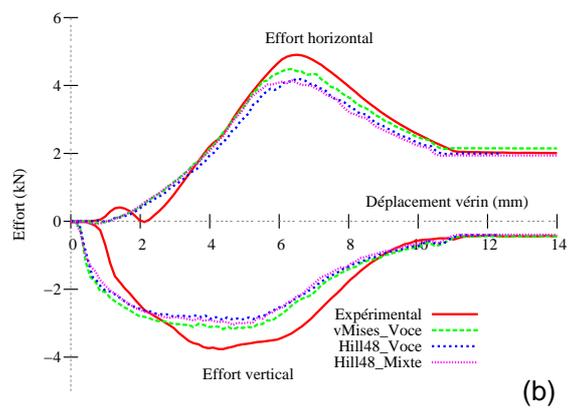
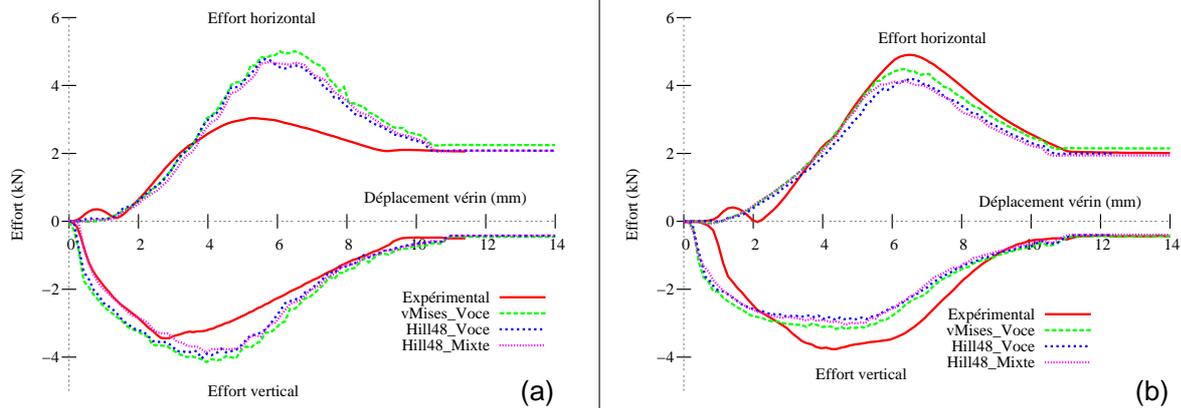
4.5.2 Configurations R2R, A2R, R2D et R2A

Les configurations présentées dans ce chapitre possèdent un galbe théorique de 386 mm, qui correspond à une déformation plastique équivalente d'environ 0.05 au pôle. La comparaison de ces deux configurations permet d'illustrer l'influence du galbe sur les efforts mais également sur la géométrie finale de l'éprouvette.

La figure 4.24 présente la comparaison des efforts de tombage expérimentaux et des résultats numériques avec les différentes lois de comportement de l'alliage d'aluminium, ainsi que la comparaison des angles d'ouverture. Excepté pour la configuration A2R, on remarque une sur-estimation de l'ensemble des résultats numériques sur l'effort horizontal, ce qui peut également montrer une variation importante du jeu entre la lame et la matrice pour toutes ces configurations. Dans l'ensemble, les efforts sont correctement corrélés et peu de différences sont remarquées en fonction des lois de comportement sur l'allure et sur l'amplitude de ces derniers. Contrairement à l'ensemble des configurations possédant un galbe théorique de 386 mm, l'angle d'ouverture de la configuration A2R est correctement estimé, confortant, à nouveau, le lien entre la modélisation du jeu entre la lame et la matrice et la prédiction numérique des angles d'ouverture. Comme pour les autres configurations, la loi **Hill48_Mixte** présente globalement des angles d'ouverture un peu plus importants que pour les autres lois (**vMises_Voce** et **Hill48_Voce**). La loi de comportement avec écrouissage mixte présente toutefois des résultats proches des deux autres et n'apporte donc pas de grands bénéfices sur cette modélisation.

Les résultats sur les configurations en acier (Figure 4.25) présentent une sur-estimation de tous les efforts horizontaux mais également une sous-estimation des angles d'ouverture. On remarque toutefois des différences plus marquées entre les différentes lois de comportement sur l'ensemble des résultats. La loi de comportement **Hill48_Swift** apporte une meilleure corrélation des efforts verticaux et des angles d'ouverture avec les résultats expérimentaux que le modèle **vMises_Swift**. La prise en compte de l'anisotropie de l'acier est donc essentielle pour obtenir des résultats satisfaisants pour cette étape de tombage.

Efforts de tombage



Angles d'ouverture du bord

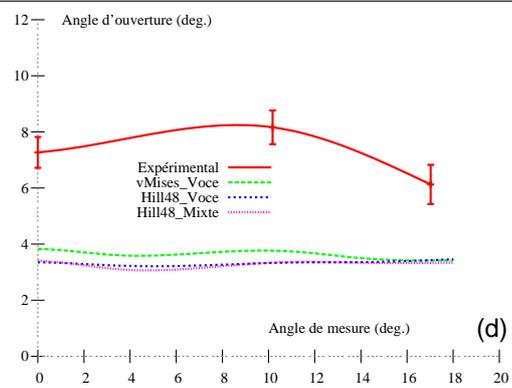
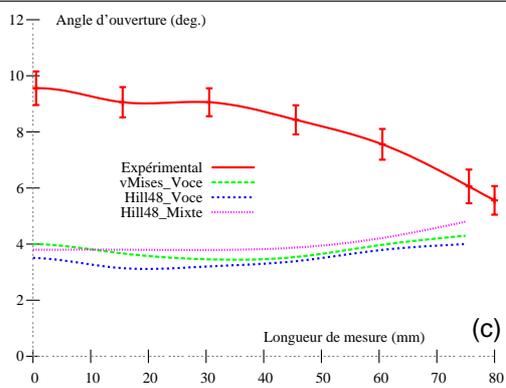
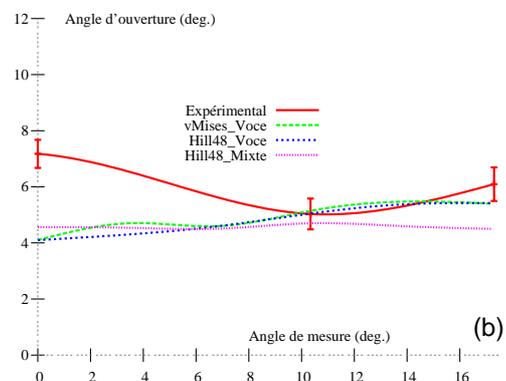
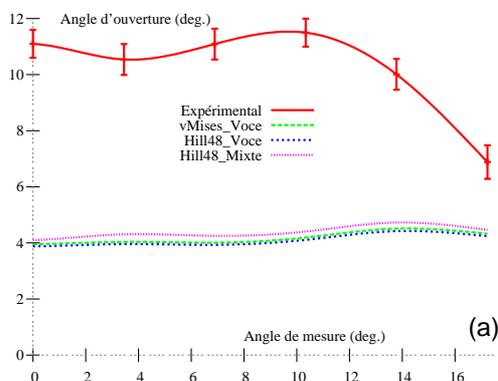


FIG. 4.24 – Comparaison des efforts et des angles d'ouverture expérimentaux et numérique pour la phase de tombage des configurations a) R2R, b) A2R, c) R2D et d) R2A en alliage d'aluminium.

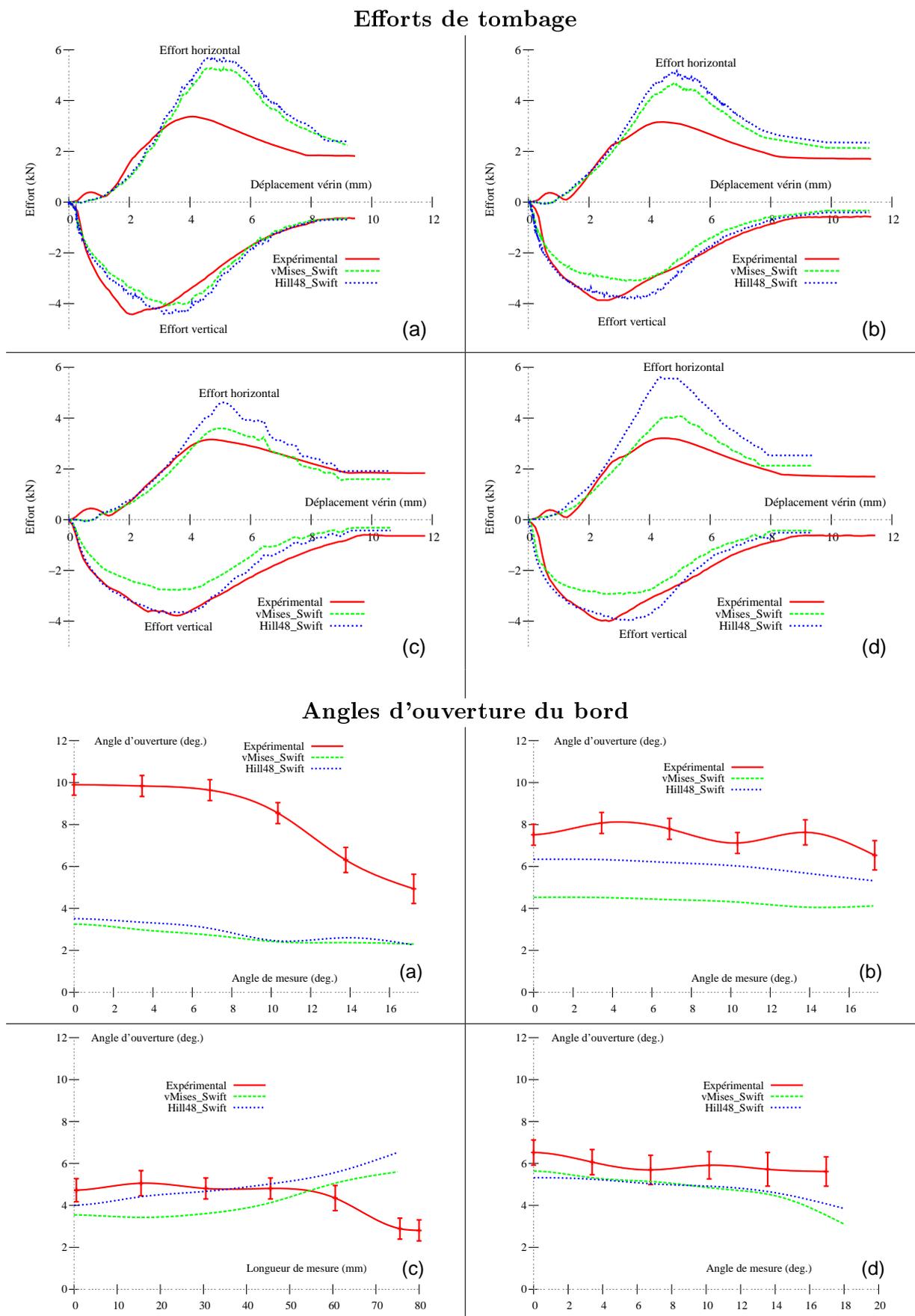


FIG. 4.25 – Comparaison des efforts et des angles d'ouverture expérimentaux et numérique pour la phase de tombage des configurations a) R2R, b) A2R, c) R2D et d) R2A en acier.

4.6 Opérations de présertissage et de sertissage classique

Pour le présertissage et le sertissage classique, seule la moitié de l'éprouvette est considérée. Une étape de découpe permet de prendre en compte la symétrie de l'éprouvette permettant de limiter, de façon significative, le temps de calcul. Les enroulements mesurés expérimentalement seront donc moyennés sur une moitié d'éprouvette pour faciliter la lecture des résultats. Les barres d'erreur intègrent donc les écarts entre les essais mais également les écarts par rapport à sa seconde moitié.

Avant l'opération de présertissage, la peau et la doublure sont positionnées sur la matrice de sertissage. Comme pour le protocole d'essais, la peau est positionnée de manière à ce que le bord tombé soit en affleurement avec le bord de la matrice, au niveau de la hauteur à laquelle l'enroulement est mesuré (4 mm pour l'alliage d'aluminium et 3.2 mm pour l'acier). La doublure est ensuite positionnée sur la peau à une distance de 1.5 mm par rapport au centre du rayon de tombage, à laquelle s'ajoute la demi-épaisseur de la tôle pour pallier le problème de gestion de contact explicité dans la section 4.2 de ce chapitre. Il est à noter que cette opération est renouvelée entre l'étape de retour élastique de la peau après présertissage et l'étape de sertissage.

Le coefficient de frottement adopté pour modéliser le contact entre les outils de serrage (matrice + presseur) et les corps déformables est égal à 0.12. Cette valeur est d'ailleurs identique à celle adoptée pour modéliser le contact entre la doublure et la peau. Le coefficient de frottement de la lame de présertissage et de sertissage est égal à 0.19 et 0.17, respectivement, pour correspondre aux observations sur l'évolution des coefficients de frottement faites par [6]. La valeur du raffinement maximum autorisé est définie lors de la phase de tombage et égale à 6 ; au cours de ces deux étapes, le « mass scaling » est le même que pour la phase de tombage. L'effort appliqué au presseur lors du présertissage et du sertissage est égal à 62 kN. Les lames de présertissage et de sertissage ont une vitesse imposée par une rampe linéaire possédant une vitesse initiale nulle et une vitesse de 5 m/s pour 1 mm de déplacement. La valeur de la vitesse reste constante au-delà de cette course. A cause des flambements locaux ou des effets de bord importants, la course précise de la lame de présertissage permettant d'obtenir un angle de présertissage proche de 45° le long de l'éprouvette est difficile à connaître. L'amplitude de l'effort vertical des essais est donc la condition d'arrêt du calcul : lorsque celle-ci est égale à la valeur de l'effort expérimental, la descente de la lame est stoppée. Au sertissage, le critère d'arrêt correspond à l'obtention d'une épaisseur finale égale à trois fois l'épaisseur de la tôle initiale.

4.6.1 Configurations A1R et R1R

La figure 4.26 présente la modélisation de l'étape de présertissage pour les configurations A1R et R1R en alliage d'aluminium.

La figure 4.27 présente l'évolution des efforts de présertissage et de sertissage ainsi que les enroulements obtenus pour les configurations R1R et A1R en alliage d'aluminium. La loi de comportement **Hill48_Mixte** présente les efforts les plus proches des valeurs expérimentales en terme d'amplitude mais également en terme de valeur de déplacement de la lame de présertissage. Ce dernier résultat est lié en partie à une ouverture du bord tombé plus

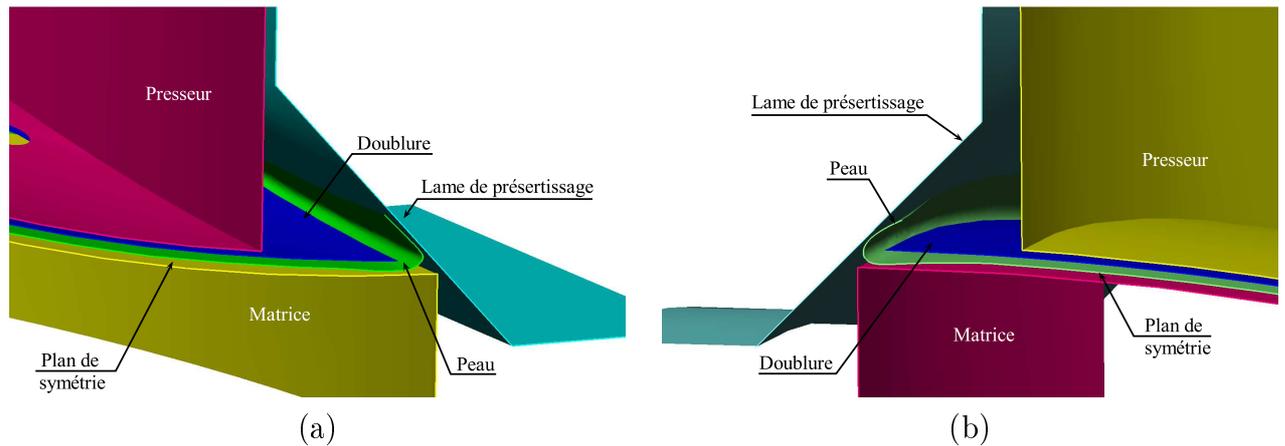


FIG. 4.26 – Modélisation de l'étape de présertissage des configurations a) R1R et b) A1R.

réaliste après tombage. Le critère d'arrêt est basé sur l'amplitude de l'effort vertical mais on remarque que l'amplitude de l'effort horizontal au présertissage est assez bien corrélée par les différentes lois de comportement. Excepté pour la course de la lame de présertissage, les lois de comportement présentent des résultats équivalents en terme d'effort. Malgré l'observation de l'épaisseur numérique, après essai d'expansion biaxiale, inférieure aux résultats expérimentaux (Tableau 3.5), les efforts verticaux maximums sont sous-estimés. L'explication peut être donnée par une compression plus importante du bord tombé contre la matrice lors de la phase de présertissage liée à une mauvaise modélisation du jeu entre cette dernière et la lame de tombage. L'amincissement de la tôle est peut-être donc sur-estimé lors des phases de présertissage et de sertissage (non mesuré expérimentalement). Les enroulements au présertissage et au sertissage sont sous-estimés par les lois de comportement. La loi **Hill48_Mixte** se distingue toutefois par une allure plus proche de l'enroulement réel, mais également par une valeur globalement plus proche des mesures expérimentales. Les lois **vMises_Voce** et **Hill48_Mixte** ont tendance à sur-estimer le flambement local qui a lieu au centre des éprouvettes. Ces deux lois de comportement présentent des allures et des valeurs très proches et montrent ici l'intérêt qu'apporte la prise en compte de l'effet Bauschinger dans les modèles.

La figure 4.28 présente les résultats obtenus sur les efforts ainsi que sur les enroulements des configurations R1R et A1R en acier. Contrairement à l'alliage d'aluminium et comme pour la phase de tombage, on remarque des différences plus marquées entre les deux lois de comportement en terme d'effort et d'enroulement. L'ensemble des efforts horizontaux et verticaux sont mieux décrits avec la loi **Hill48_Swift** et les efforts sont légèrement sur-estimés avec la loi **vMises_Swift** ce qui explique un déplacement de la lame inférieure. Les efforts de sertissage présentent des amplitudes d'efforts verticaux inférieures qui peuvent s'expliquer de la même façon que pour les configurations en aluminium. L'allure des enroulements est mieux décrite avec la loi **Hill48_Swift** mais l'écart avec l'expérimental est équivalent pour les deux lois.

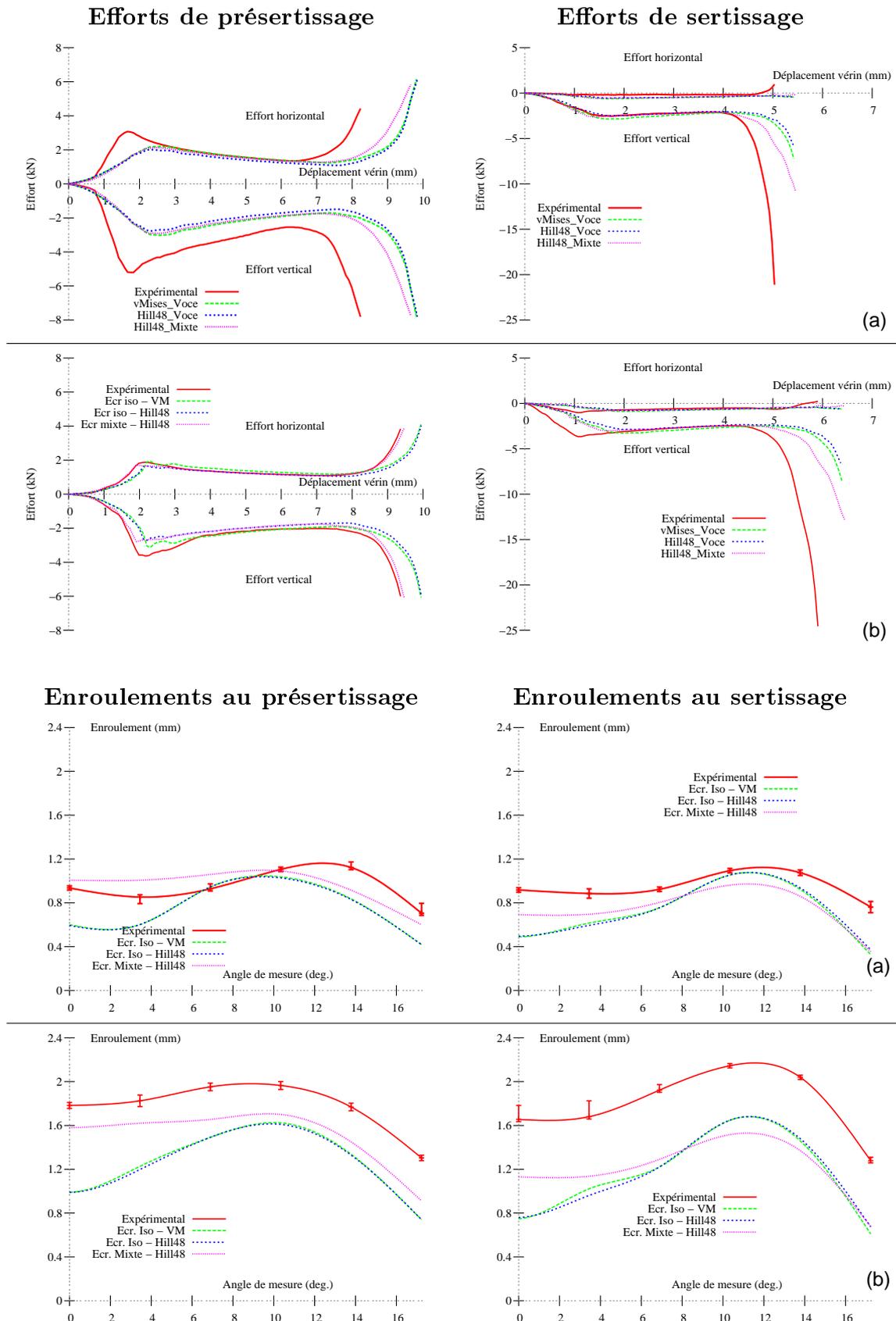


FIG. 4.27 – Comparaison des efforts et des enroulements expérimentaux et numériques pour la phase de présertissage et de sertissage des configurations a) R1R et b) A1R en alliage d'aluminium.

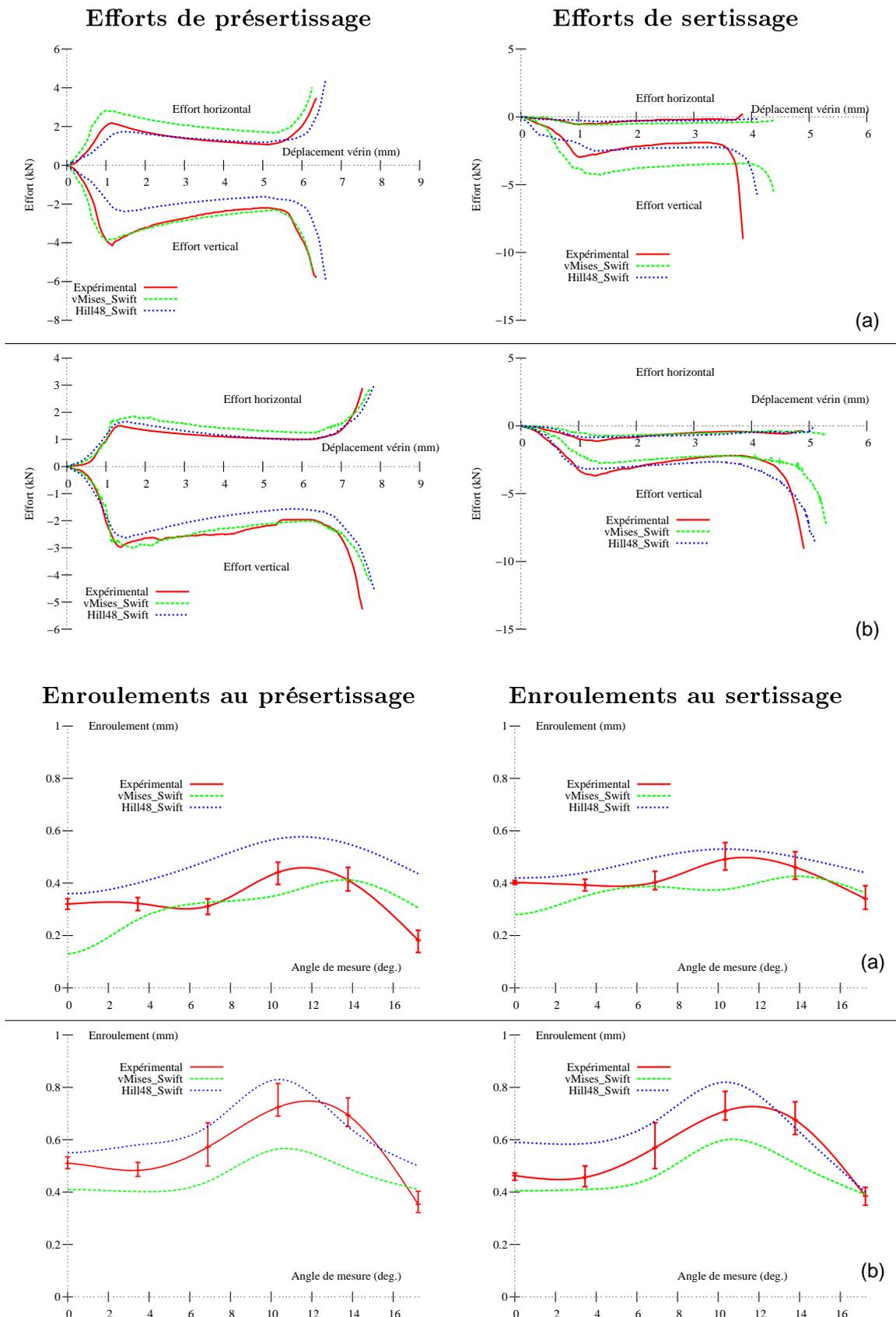


FIG. 4.28 – Comparaison des efforts et des enroulements expérimentaux et numériques pour la phase de présertissage et de sertissage des configurations a) R1R et b) A1R en acier.

4.6.2 Configurations R2R, A2R, R2D et R2A

Les figures 4.29 et 4.30 présentent respectivement, la comparaison des efforts de présertissage/sertissage et des enroulements entre les résultats expérimentaux et les résultats numériques pour les configurations R2R, A2R, R2D et R2A. Les résultats en terme d'enroulement sont globalement identiques à ce que l'on peut observer sur les configurations R1R et A1R. Les lois de comportement ne présentent pas de différences majeures en terme d'amplitude mais la loi **Hill48_Mixte** se distingue par une course de la lame de présertissage et de sertissage plus proche de la réalité. Comme pour les configurations R1R et A1R, l'allure des enroulements est plus réalistes avec la loi **Hill48_Mixte** que pour les lois **vMises_Voce** et **Hill48_Voce**, qui présentent des résultats similaires. Les amplitudes des enroulements au sertissage sont bien corrélées par la loi **Hill48_Mixte** mais elles sont sur-estimées lors de la phase de présertissage.

Les figures 4.31 et 4.32 présentent les mêmes résultats pour les configurations en acier. Comme pour les alliages d'aluminium, les observations réalisées sur les configurations R1R et A1R sont équivalentes dans ce cas.

4.6.3 Bilan sur la prédiction de l'enroulement

La figure 4.33-(a) présente les résultats obtenus sur l'enroulement au sertissage de l'ensemble des configurations en alliage d'aluminium. La moyenne est calculée aux sections de mesure, identiques entre les essais et les simulations numériques, et les barres d'erreur représentent les écarts entre les enroulements maximum et minimum et la moyenne. Pour l'alliage d'aluminium, on observe des résultats équivalent entre les lois **vMises_Voce** et **Hill48_Voce** avec des enroulements globalement inférieurs aux essais expérimentaux de l'ordre de -25%. Pour toutes les configurations, la loi de comportement **Hill48_Mixte** présentent des enroulements plus proches des mesures expérimentales avec une moyenne des écarts de l'ordre de -10%.

La figure 4.33-(b) présente les résultats obtenus sur l'enroulement au sertissage de l'ensemble des configurations en acier. On remarque que les résultats obtenus avec la loi **vMises_Swift** sous-estime systématiquement les mesures expérimentales, avec une moyenne des écarts de l'ordre de -30%. La loi **Hill48_Swift** permet de se rapprocher des valeurs expérimentales sauf pour la configuration R2D. Contrairement à la loi **vMises_Swift**, il est difficile d'établir une tendance générale de la prédiction puisque l'on observe une alternance d'écart positif et négatif par rapport à l'expérimental.

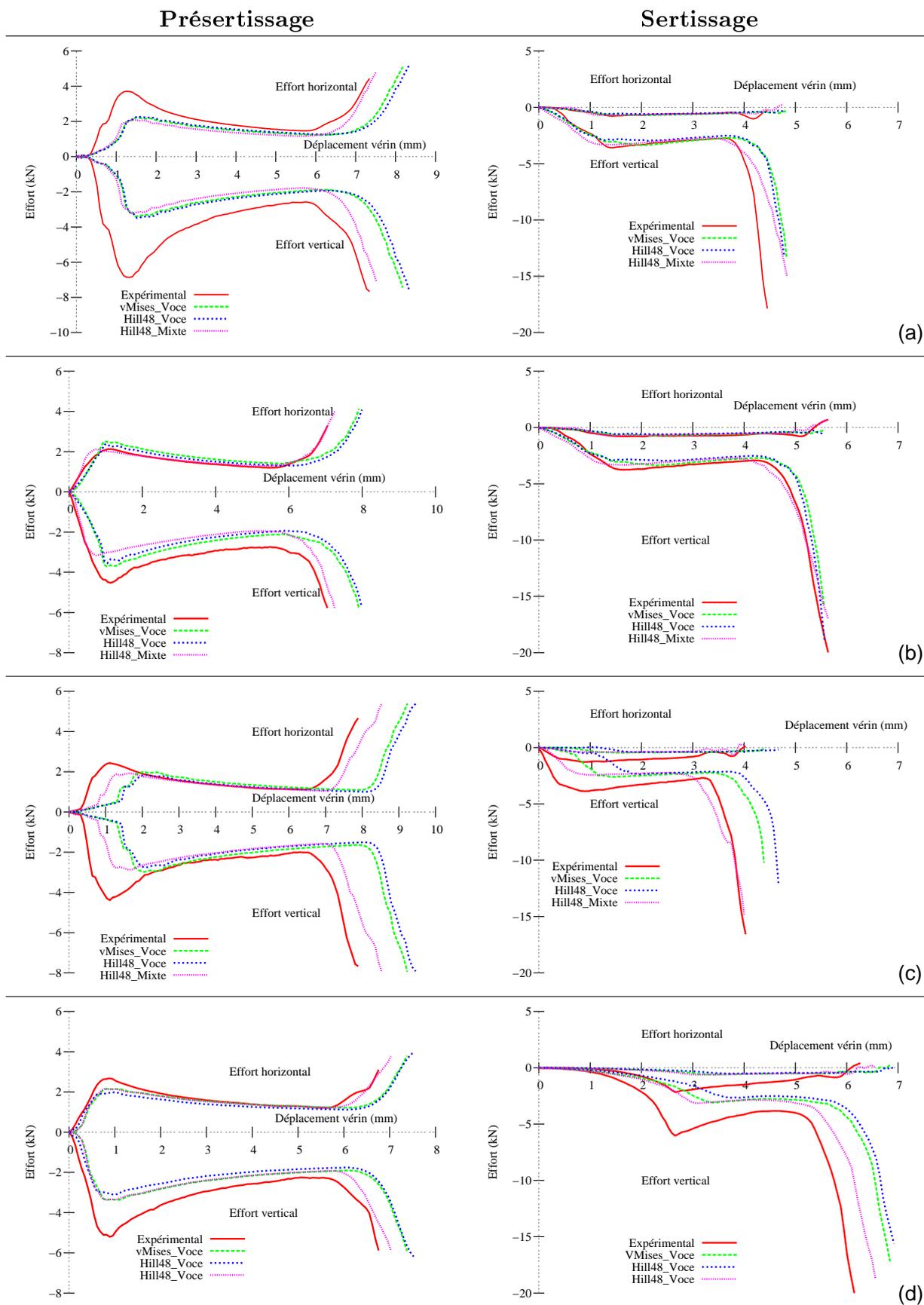


FIG. 4.29 – Comparaison des efforts issus des essais expérimentaux et des simulations numériques, au présertissage et au sertissage des configurations a) R2R, b) A2R, c) R2D et d) R2A en alliage d'aluminium.

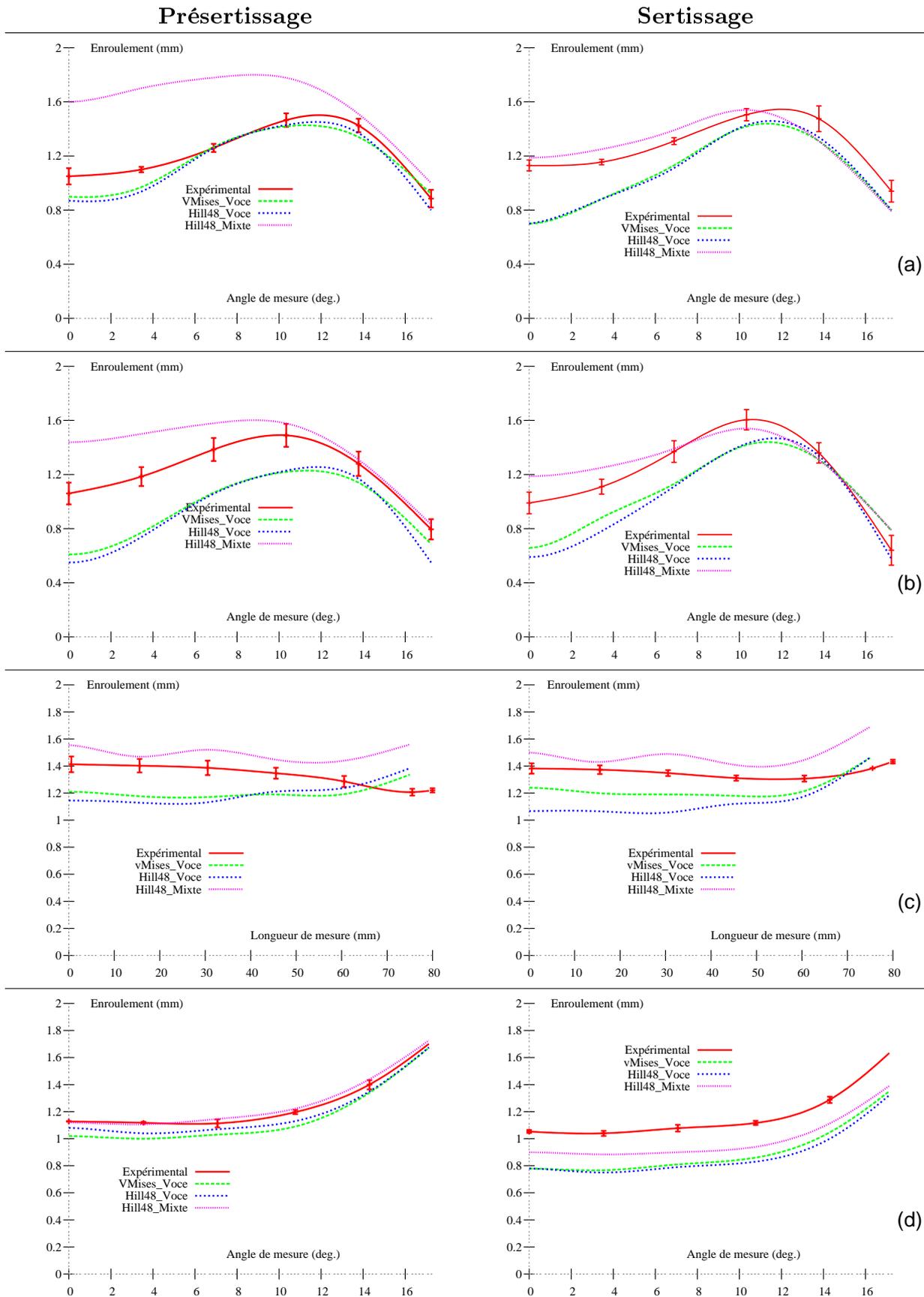


FIG. 4.30 – Comparaison des enroulements issus des essais expérimentaux et des simulations numériques, au présertissage et au sertissage des configurations a) R2R, b) A2R, c) R2D et d) R2A en alliage d'aluminium.

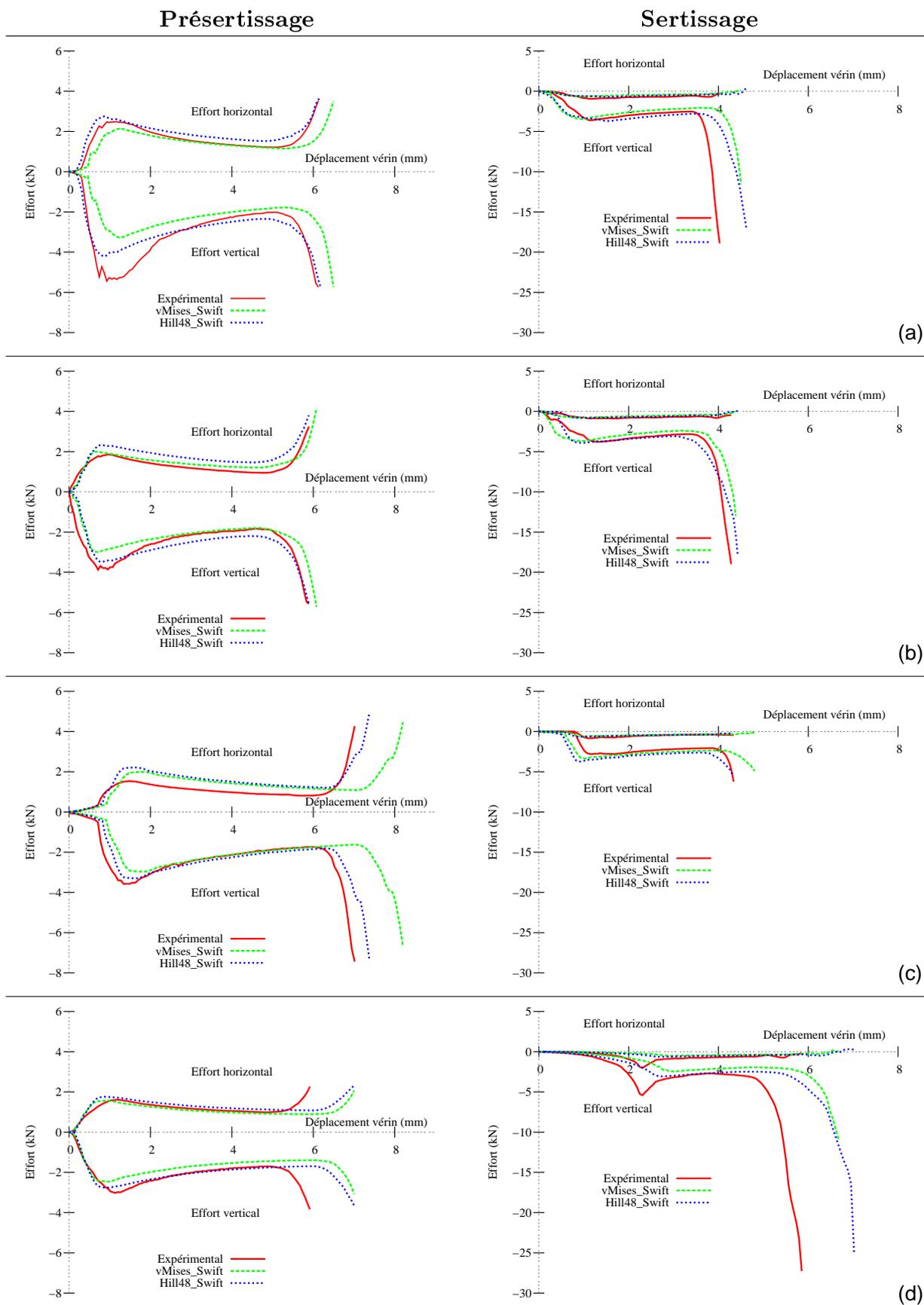


FIG. 4.31 – Comparaison des efforts issus des essais expérimentaux et des simulations numériques, au présertissage et au sertissage des configurations a) R2R, b) A2R, c) R2D et d) R2A en acier.

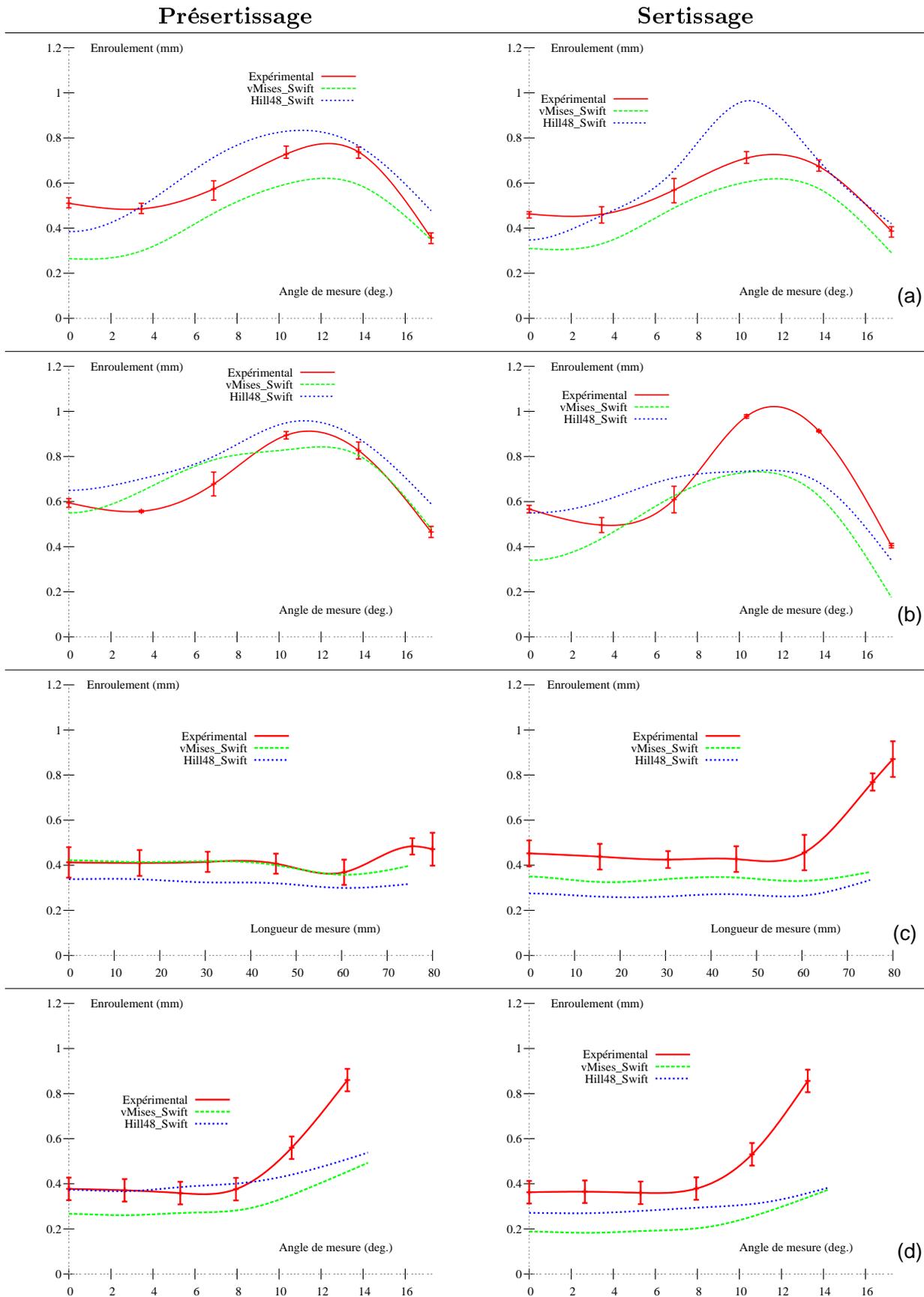


FIG. 4.32 – Comparaison des enroulements issus des essais expérimentaux et des simulations numériques, au présertissage et au sertissage des configurations a) R2R, b) A2R, c) R2D et d) R2A en acier.

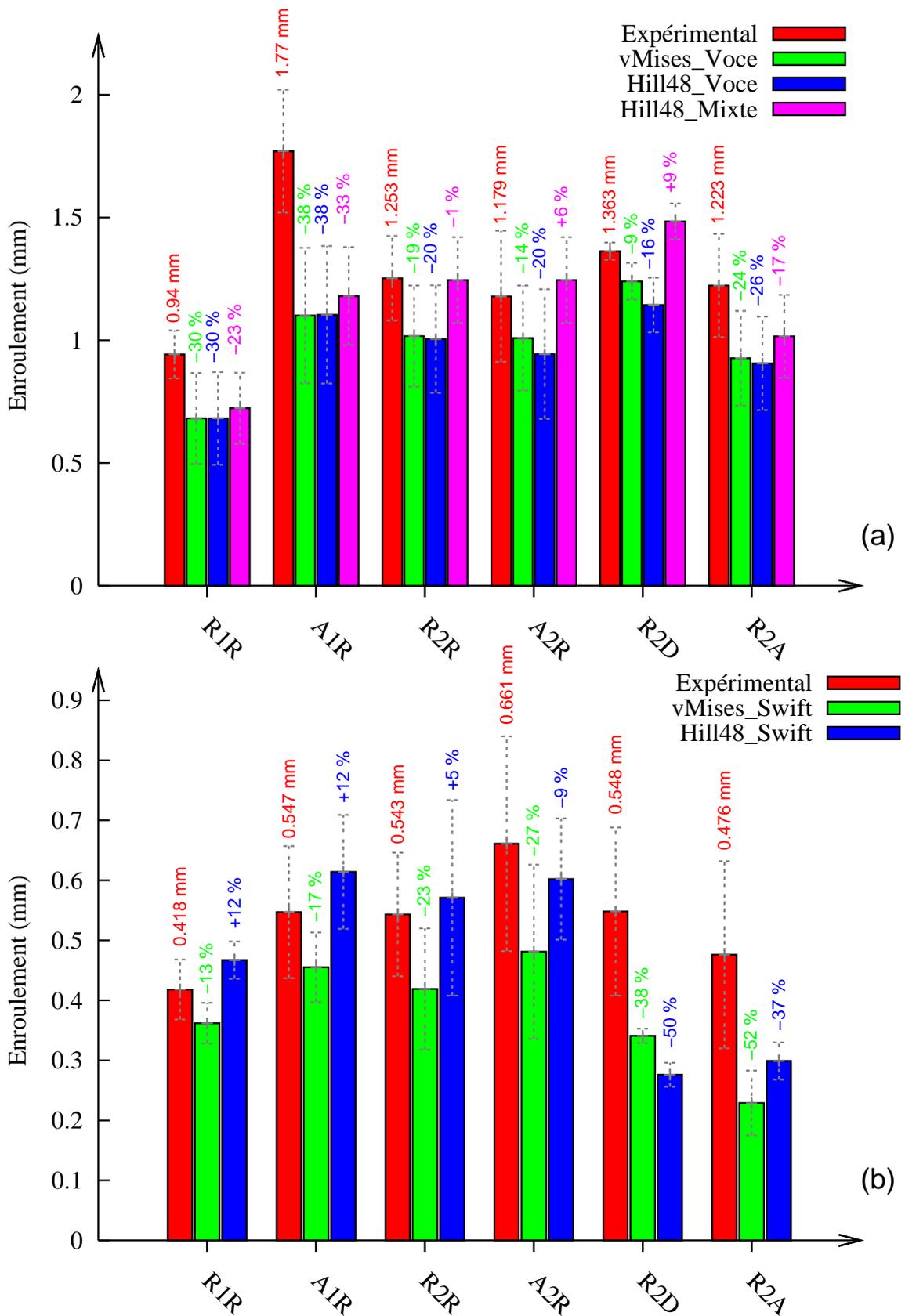


FIG. 4.33 – Comparaison des enroulements issus des essais expérimentaux et des simulations numériques pour le sertissage des configurations R1R, A1R, R2R, A2R, R2D et R2A a) en alliage d'aluminium et b) en acier.

4.7 Conclusion

Les résultats de la simulation de tombage montrent une sollicitation cyclique du matériau entre la phase d'expansion biaxiale et la phase de tombage. Ce phénomène n'influence toutefois pas les résultats numériques à l'étape de tombage en terme d'effort mais également en terme d'enroulement, quelque soit la loi de comportement. La loi **Hill48_Mixte** présente toutefois des allures d'enroulement ainsi que des courses d'outil plus proches des mesures expérimentales. Les lois **vMises_Voce** et **Hill48_Voce** présentent des résultats similaires, et ont tendance à sur-estimer le flambement local observé expérimentalement au centre de l'éprouvette au présertissage.

Avant cette étude, la simulation numérique du sertissage n'était pas utilisée dans les bureaux d'études au sein de l'entreprise PSA Peugeot Citroën. Il n'existe donc pas de seuil d'acceptation de la prédiction numérique sur l'amplitude de l'enroulement dans le cahier des charges de simulation. On peut toutefois estimer qu'une prédiction sur l'enroulement de l'ordre de 10% permettrait d'améliorer de façon importante les estimations empiriques réalisées jusqu'alors par les spécialistes du procédé de sertissage. Pour l'alliage d'aluminium, la loi de comportement **Hill48_Mixte** permet de se rapprocher de cet objectif et laisse penser à une amélioration des résultats sur les enroulements de l'acier par l'utilisation d'un modèle de comportement de type **Hill48_MixteSwift**. La loi **Hill48_Swift** permet, en effet, une réduction des écarts avec l'expérimental, par rapport à la loi **vMises_Swift**, mais présente encore des écarts supérieurs à 40% pour certaines configurations.

La figure 4.34 montre le nombre d'éléments utilisés pour discrétiser la peau de la configuration A1R avec la loi de comportement **vMises_Voce**. Les résultats présentés sont toutefois transposables à l'ensemble des configurations et pourront être comparés avec les simulations de sertissage par roulage. La diminution du nombre total d'éléments ainsi que du temps de calcul entre la phase de tombage et de présertissage est liée à la découpe du flan entre l'étape de tombage et de présertissage, permettant de prendre en compte le plan de symétrie de l'éprouvette.

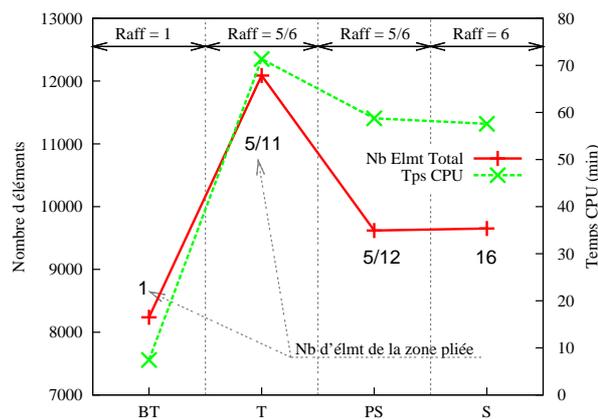


FIG. 4.34 – Nombre total d'éléments qui discrétisent l'éprouvette A1R et nombre d'éléments dans la zone de flexion ; les temps CPU présentés sont issus des calculs effectués sur une machine possédant un processeur Dual GenuineIntel Intel® Core(TM)2 Duo CPU de 3.16 GHz chacun (1 cœur utilisé dans ce cas). La mémoire cache L2 est de 6144 KB et la mémoire vive de 4 Go DDR2 de 800 MHz.

Chapitre 5

Simulation numérique du sertissage par roulage

5.1 Introduction

Les technologies d'assemblage des ouvrants automobiles ont évolué ces dernières années. Les industriels abandonnent peu à peu une technologie coûteuse telle que le sertissage classique, au profit d'une technologie utilisant des outillages plus légers et dans laquelle la mise au point des outils est plus flexible. Cette dernière technologie est le sertissage par roulage qui met en œuvre un robot de manipulation, comme il a été vu aux chapitres 1 et 4. L'utilisation de ce nouveau procédé est récente et le retour d'expériences des spécialistes est limité. La mise au point du procédé nécessite donc encore beaucoup de temps et un certain nombre d'hypothèses quant au comportement de la tôle lors du passage du galet (apparition de plis, valeur de l'enroulement, etc.). A l'instar du sertissage classique, la modélisation numérique devrait permettre d'apporter des réponses quant à la géométrie des ouvrants à adopter pour éviter des problèmes de faisabilité du sertissage. A l'heure actuelle, il n'existe pas à notre connaissance de publications sur ce procédé. Cette étude porte donc sur la recherche d'une modélisation numérique apte à prédire le comportement de la tôle sous cette sollicitation particulière.

Comme pour le sertissage classique, la difficulté principale de la simulation par la méthode des éléments finis du sertissage par roulage réside dans les non-linéarités du problème, les déformations importantes localisées dans la zone pliée dont les dimensions sont petites devant celles de la pièce et la gestion du contact entre les corps déformables et les différents outils. A cela vient s'ajouter le mouvement complexe du galet. A l'heure actuelle, les logiciels de simulation numérique dédiés à l'emboutissage ne possèdent pas les outils adéquats pour modéliser les mouvements d'outils de ce type. En effet, les mouvements des outils de mise en forme sont généralement modélisés comme des mouvements linéaires. Or, le mouvement du galet doit suivre la géométrie de l'ouvrant dans l'espace, avec une orientation variable pour pouvoir réaliser le présertissage ou le sertissage du bord de la peau. Dans le cadre de cette étude, l'une des restrictions était l'utilisation des logiciels présents au sein de PSA Peugeot Citroën afin de faciliter ensuite le déploiement de la simulation du sertissage au sein de la société. Au vu de sa flexibilité, le logiciel Pamstamp2G a été retenu pour la modélisation du sertissage, mais des études préalables avec le code généraliste Abaqus ont été réalisées pour explorer certains types de mise en données.

Ce chapitre présente, dans un premier temps, les modélisations réalisées avec Abaqus, puis avec Pamstamp2G qui ont permis d'obtenir un prototype fiable pour les mises en données complexes. Les résultats numériques obtenus pour certaines géométries d'éprouvette galbée sont ensuite présentés. Différentes vitesses numériques et cinématiques du galet, l'influence des lois de comportement et celle des étapes antérieures au présertissage, sont testées. Il est à noter que la version prototype du logiciel a été développée en fin de thèse et que toutes les configurations du dispositif n'ont pu être testées.

5.2 Les différentes modélisations du sertissage par roulage

La modélisation de la trajectoire du galet, du cas simple d'une éprouvette plane à bord droit à celui d'une géométrie quelconque, a été réalisée en plusieurs étapes qui sont décrites dans ce chapitre. La première modélisation a été réalisée avec le code élément finis Abaqus et présentée à la conférence internationale IDDRG en 2006 [46]. La méthode a été testée sur un cas simple, l'éprouvette plane à bord concave présentée dans le chapitre 3 (éprouvette R250). Il n'existe pas de base de données permettant la comparaison avec des résultats expérimentaux, mais cette première étude a permis de différencier les mécanismes de déformation entre les deux types de sertissage. Une deuxième modélisation a enrichi les possibilités avec Abaqus et Pamstamp2G. Une définition de trajectoire plus complexe a permis de sertir des géométries proches de celles d'un ouvrant automobile. Il existe encore quelques restrictions d'utilisation de ce modèle qui seront contournées grâce au développement d'une version prototype de Pamstamp2G, présentée en annexe A. Cette dernière évolution a été possible grâce à une collaboration de PSA Peugeot Citroën avec l'entreprise ESI, dans le cadre du projet EMOA¹(Excellence dans la Maîtrise de l'Ouvrant Automobile Haut de Gamme). Cette dernière société a développé des outils adaptés à une modélisation proche de la cinématique réelle du robot de manipulation. Les chapitres suivants décrivent le principe de chacune des mises en donnée.

5.2.1 Hypothèses communes à toutes les modélisations

L'ensemble des modélisations du sertissage par roulage présentées dans ce chapitre possèdent des hypothèses communes. Celles-ci sont émises pour permettre la simplification de la mise en données, mais également au vu des observations faites lors des simulations du procédé de sertissage classique.

La doublure est modélisée par un corps déformable puisque sa flexion au cours de la mise en forme peut influencer la géométrie finale de l'assemblage. La loi de Coulomb est utilisée pour modéliser le frottement entre les différentes pièces. Les outils permettant le serrage (matrice + presseur) ainsi que les galets de présertissage et de sertissage sont considérés rigides. Le coefficient de frottement entre les différents outils et les corps déformables est égal à 0.12. L'ensemble des galets considérés ici sont de forme cylindrique et le frottement lié au roulement à billes permettant leur rotation autour des axes de révolution sera considéré nul.

Les descentes des galets permettant d'initier le présertissage ou le sertissage des éprouvettes sont toujours réalisées suivant la direction du bras du robot (Figure 3.28, Chapitre 3). La détermination de l'angle d'inclinaison du galet de présertissage s'appuie sur le plan de la tôle et les axes de révolution des galets sont toujours normaux à la courbure du bord de référence (peau ou matrice, suivant les cas).

5.2.2 Éprouvettes planes

L'éprouvette utilisée pour cette étude est une éprouvette plane avec un rayon de courbure convexe et constant. Cette géométrie engendre des états de compression circonférentielle durant la phase de tombage, de présertissage et de sertissage liés à la différence de rayon entre le bord de l'éprouvette et la ligne de flexion. La peau et la doublure sont en alliage

¹Projet du pôle de compétitivité Automobile Haut de Gamme (2007-2010).

d'aluminium A6016 avec une épaisseur de 1 mm.

Trois lois de comportement ont été utilisées pour juger de leur influence sur les résultats de l'enroulement de ces éprouvettes planes. La première loi de comportement adopte un écrouissage isotrope avec une surface de charge isotrope, notée (1) sur la figure 5.5-(b), correspondant au modèle **vMises_Voce** présenté au chapitre 2. La deuxième loi de comportement adopte un écrouissage isotrope avec une surface de charge anisotrope de type Hill48 ((2) sur la figure 5.5-(b)). Les coefficients de la loi pour cette étude sont issus d'une plus ancienne identification et sont légèrement différents de la loi **Hill48_Voce**. Les anciens paramètres de cette de comportement sont présentés tableau 5.1. Finalement, une dernière loi de comportement permettant de prendre en compte l'effet Bauschinger du matériau avec un écrouissage mixte est utilisée. Pour permettre la simulation numérique avec le logiciel Abaqus standard, une surface de charge isotrope de type von Mises est adoptée ((3) sur la figure 5.5-(b)), ce qui correspond à la loi de comportement **vMises_Mixte**.

TAB. 5.1 – Comparaison des coefficients de la loi de comportement **Hill48_Voce** et de la loi étudiée pour le sertissage par roulage d'une éprouvette plane à bord droit (ancienne identification).

Coefficients	σ_0 (MPa)	Q_∞ (MPa)	b	F	G	N
Hill48_Voce	139	190	11.7	1.24	1.22	2.70
Ancienne identification	136.5	190	12	1.26	1.16	2.92

Une moitié d'éprouvette est modélisée pour réduire les temps de calcul, avec les conditions limites correspondantes, malgré la non-symétrie du problème. Cette simplification sera supprimée pour les modélisations suivantes. Dans le cas de cette modélisation, le galet est autorisé à tourner librement autour de son axe de révolution, comme dans le procédé industriel. On utilise le logiciel Abaqus standard pour l'étape de tombage, de présertissage et de sertissage, ainsi que pour les retours élastiques intermédiaires. L'histoire des déformations liée à l'opération de tombage est donc considérée. La peau et la doublure sont discrétisées avec des éléments hexahédres solides à 8 nœuds avec interpolation linéaire et intégration réduite (C3D8R). Le maillage est initialement raffiné dans la zone de flexion afin d'éviter l'utilisation d'un algorithme de remaillage, lourd en temps de calcul. La peau possède quatre éléments dans l'épaisseur au niveau du rayon de tombage, ce qui correspond à quatre points d'intégration. Ce choix permet l'obtention d'un temps de calcul raisonnable avec une déformée finale satisfaisante. La doublure possède également une taille de maille non homogène, la taille des éléments est plus faible à l'approche du rayon de tombage de la peau que sur le côté opposé. Cette discrétisation permet de modéliser la flexion de la doublure durant l'étape de présertissage et de sertissage. L'opération de tombage a été réalisée en respectant le protocole d'essai des éprouvettes planes décrit au chapitre 3. La phase de retour élastique est obtenue en inversant la course de l'outil de tombage.

Le galet est modélisé par un cylindre de diamètre égal à 47 mm. L'une de ses extrémités est connectée à une poutre rigide à l'aide d'une liaison pivot, autorisant uniquement le degré de liberté en rotation autour de l'axe de révolution du galet \vec{Z}_{galet} . La seconde extrémité de la poutre se situe sur un axe vertical auquel appartient le centre du rayon de courbure du bord de l'éprouvette. A cette extrémité, le degré de liberté en rotation autour de l'axe \vec{Z}_{poutre} est imposé. La figure 5.1 illustre la liaison entre le galet et la poutre, ainsi que le mouvement imposé à la poutre pour permettre le présertissage ou le sertissage de l'éprouvette. La descente du galet de

sertissage est perpendiculaire au plan de la tôle et le critère d'arrêt est défini après obtention d'une épaisseur de sertissage égale à trois fois l'épaisseur de la tôle.

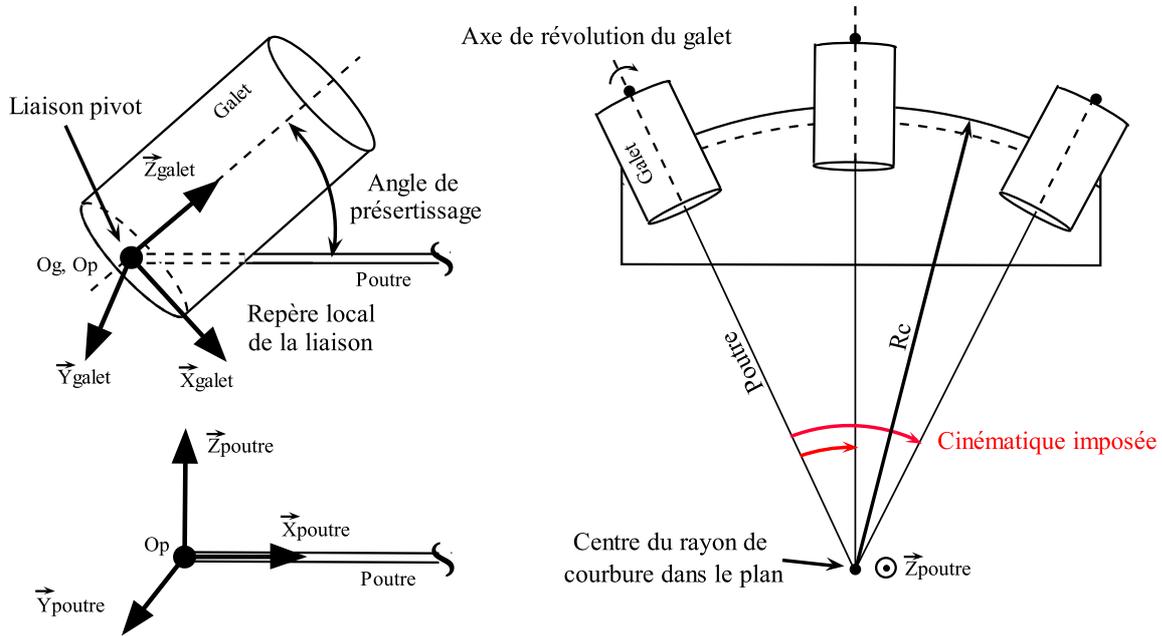


FIG. 5.1 – Schéma de la liaison entre la poutre et le galet et de la cinématique imposée.

La liaison entre la poutre et le galet est telle que seul le degré de liberté en rotation autour de \vec{Z}_{galet} est libre et les origines des repères $(O_p, \vec{X}_{poutre}, \vec{Y}_{poutre}, \vec{Z}_{poutre})$ et $(O_g, \vec{X}_{galet}, \vec{Y}_{galet}, \vec{Z}_{galet})$ sont coïncidentes, les autres degrés de liberté en rotation sont figés. Le coefficient de frottement adopté entre les galets et la peau est égal à 0.12. L'ensemble des degrés de liberté en rotation sont figés, sauf pour le degré de liberté en rotation assurant la rotation du galet autour de son axe de révolution (\vec{Z}_{galet}). La phase de présertissage est réalisée en deux étapes, la première consiste à descendre le galet sur le bord de l'éprouvette afin que la génératrice de contact du galet coïncide avec la piste de présertissage de la matrice, comme le montre la figure 5.2, la seconde consiste à réaliser le présertissage grâce à une rotation de la poutre. La position de cette piste est calculée de façon à obtenir un angle de 45° sur le bord après retour élastique, soit un angle de 50° . L'orientation initiale donnée à l'axe \vec{X}_{galet} du repère galet permet d'imposer uniquement le degré de liberté en translation suivant cet axe afin de préparer l'opération de présertissage. Durant cette opération, l'ensemble des degrés de liberté des liaisons sont figés, puis modifiés pour le présertissage. La même démarche est adoptée pour la phase de sertissage.

La figure 5.3 présente les maillages déformés de l'éprouvette au cours des opérations de présertissage et de sertissage et la distribution de la contrainte équivalente au sens de von Mises. L'angle formé entre le bord tombé et la matrice est égal à 45° après le passage du galet. L'épaisseur du bord serti après l'assemblage final est égale à trois fois l'épaisseur de la tôle. Le retour élastique est obtenu directement après le passage du galet. La déformation plastique équivalente, égale à 0.66 en fin de sertissage, est moins importante que dans le cas du sertissage classique (de l'ordre de 1).

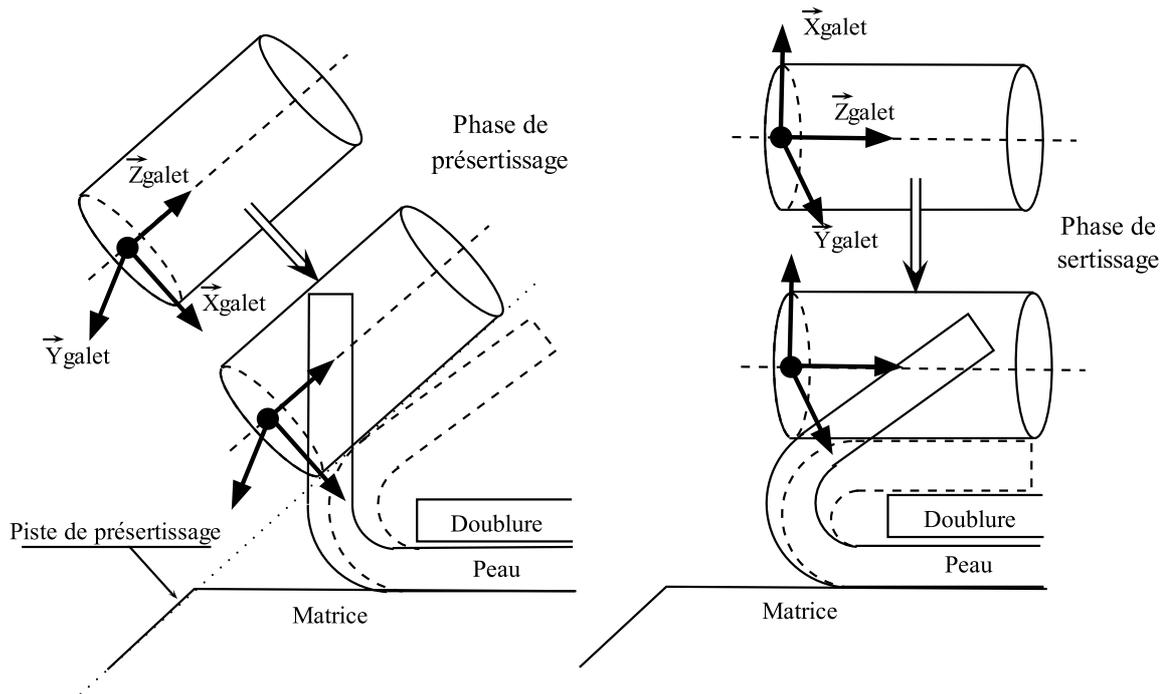


FIG. 5.2 – Schéma des directions de descente des galets de présertissage et de sertissage.

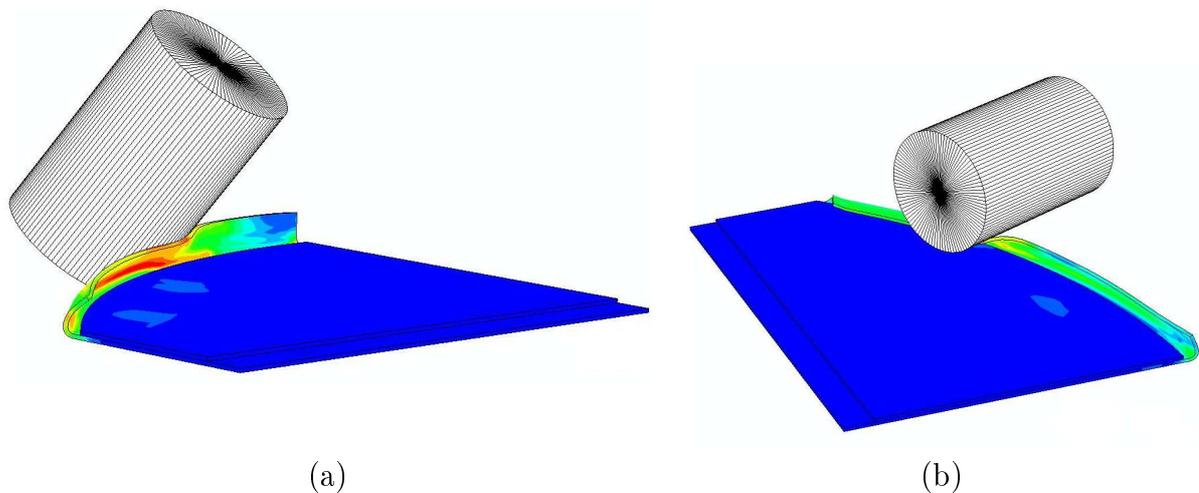


FIG. 5.3 – Distribution de la contrainte équivalente au sens de von Mises durant a) le présertissage et b) le sertissage par roulage.

Les simulations numériques du sertissage par roulage ont été comparées à celles du sertissage classique, pour la même géométrie d'éprouvette. La figure 5.4 montre la mise en données de l'étape de présertissage de l'éprouvette R250 réalisée avec Abaqus avec la loi de comportement $\mathbf{vMises_Voce}$. L'évolution des efforts verticaux obtenue est cohérente avec celle présentée dans [3, 6] pour une même géométrie d'éprouvette.

La figure 5.5 montre l'évolution de l'effort, en valeur absolue, sur le galet au cours du présertissage selon l'axe \vec{X}_{galet} . A cours de la translation, l'effort passe par un maximum de 1200 N, qui correspond à la descente du galet. L'évolution de l'effort présente des valeurs

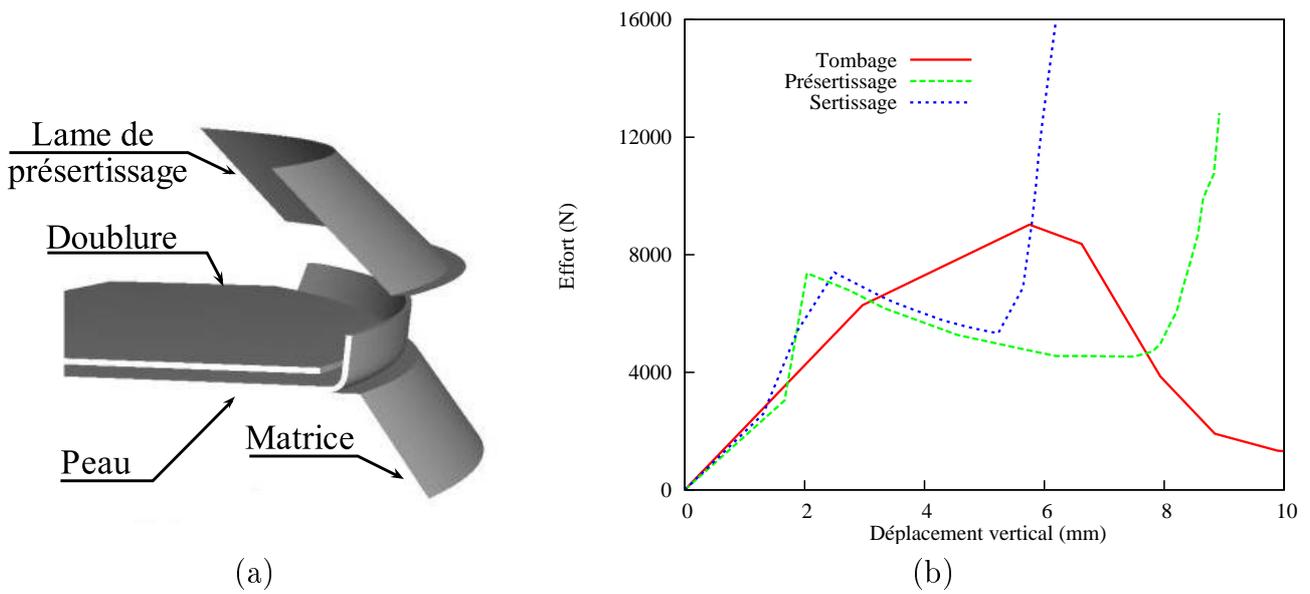


FIG. 5.4 – Modélisation du présertissage classique avec Abaqus pour permettre a) la comparaison avec les résultats obtenus en roulage et b) la prédiction des efforts au tombage, présertissage et sertissage.

irrégulières certainement liées à la gestion du contact, au frottement et au maillage. C'est pourquoi un polynôme de degré 2 a été utilisé pour lisser cette évolution. On observe une faible influence de la loi de comportement sur la prédiction de l'effort. Pour les trois lois de comportement, l'effort au cours du présertissage est maximum au milieu de l'éprouvette.

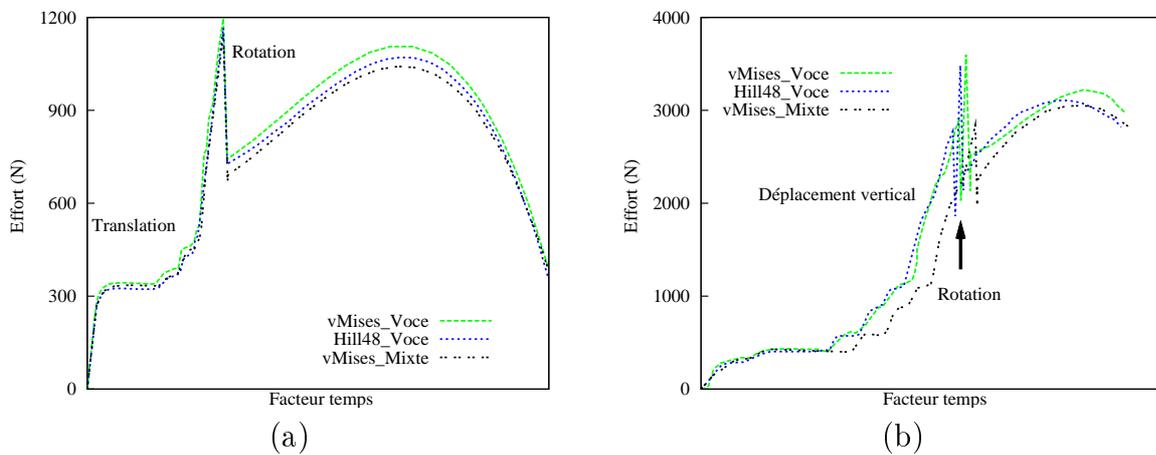


FIG. 5.5 – Évolution de l'effort enregistré sur le galet au cours a) de la phase de présertissage et b) de sertissage.

L'évolution de l'enroulement montre une forte influence du type de sertissage sur la géométrie finale de l'éprouvette (Figure 5.6). L'enroulement du sertissage par roulage est deux fois plus faible que pour le sertissage classique, ce qui est cohérent avec les observations expérimentales. Toutefois, pour les deux procédés, l'enroulement est plus important sur le bord libre de l'éprouvette, ce qui est similaire à ce que l'on retrouve dans la littérature pour le sertissage classique [5]. On observe que l'influence de la loi de comportement sur les enroulements est

assez faible.

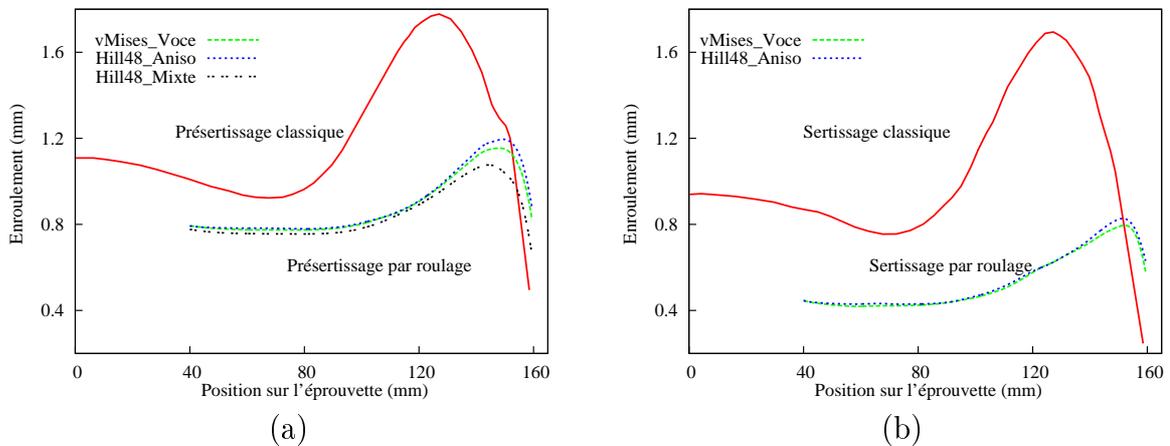


FIG. 5.6 – Prédiction numérique de l'enroulement (roll-in) dans le cas classique et par roulage, a) après présertissage et b) après sertissage.

La figure 5.7 présente l'évolution de la déformation plastique équivalente aux nœuds localisés sur la surface supérieure (point 1) et sur la surface inférieure (point 2) de la peau. Les deux nœuds sont situés entre le bord libre et le plan de symétrie pour ne pas être affectés par les conditions limites. Dans le cas du sertissage classique, la déformation plastique équivalente reste inférieure à celle obtenue en sertissage par roulage. A la fin de du sertissage classique, lorsque l'outil est en contact avec l'ensemble du bord serti, la déformation plastique équivalente augmente fortement.

Cette première étude permet de quantifier les efforts et l'enroulement obtenus en sertissage par roulage, avec un galet autorisé à tourner autour de son axe de révolution. Cependant, cette modélisation de la cinématique du galet possède certaines limitations. En effet, cette méthode ne peut s'appliquer qu'aux trajectoires simples possédant un centre de rotation. Une géométrie d'éprouvette plus complexe pourrait toutefois être modélisée en multipliant les connexions entre plusieurs poutres. On se rapprocherait alors de la cinématique complexe d'un robot de manipulation mais nécessiterait une mise en données et des cinématiques très complexes. La modélisation présentée au chapitre suivant permet de résoudre ces restrictions d'utilisation.

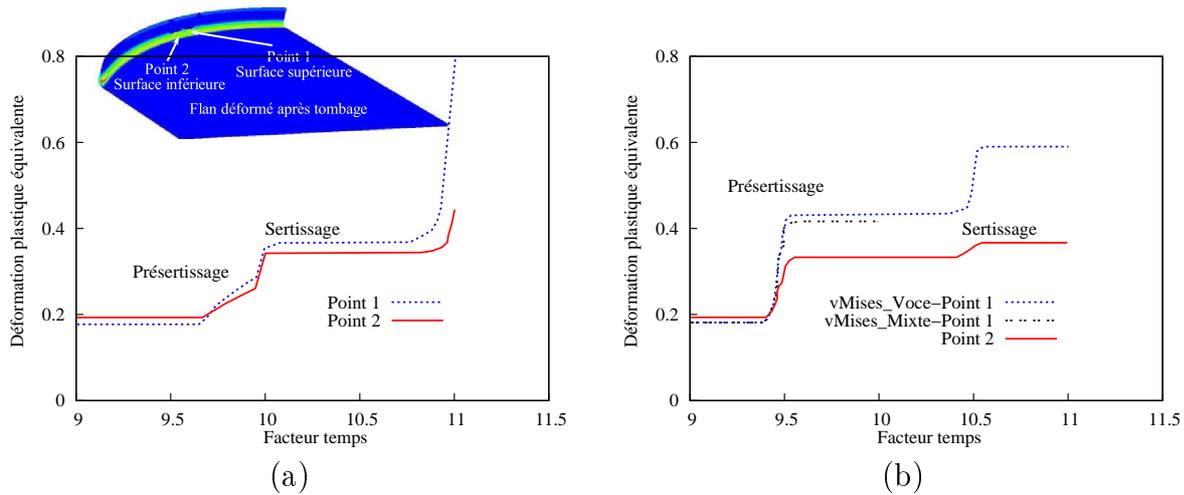


FIG. 5.7 – Évolution de la déformation plastique équivalente durant le présertissage et le sertissage à un nœud du maillage localisé sur la surface supérieure (point 1) et la surface inférieure de la peau (point 2) pour a) le sertissage classique et b) le sertissage par roulage.

5.2.3 Éprouvettes de géométrie quelconque

La motivation de cette nouvelle modélisation est de représenter une cinématique de robot plus complexe. Le principe de cette méthode est de construire les trajectoires du galet à l'aide d'un logiciel de CAO (Catia[®] ici) et de les imposer aux degrés de liberté des deux nœuds du galet situés aux extrémités de son axe de révolution. La première étape consiste à définir une surface de balayage dont l'inclinaison par rapport à la peau correspond à l'angle de présertissage (Figure 5.8). Cette surface, située au niveau du rayon de tombage, détermine la position après descente du galet, elle représente la surface balayée par la génératrice du galet en contact avec la tôle. Des points sont ensuite créés sur la frontière inférieure de la surface décalée du rayon du galet, puis projetés sur la frontière supérieure de cette surface suivant la normale. Le même nombre de points de passage du galet sur la frontière inférieure et supérieure est ainsi obtenu, avec des densités linéiques différentes permettant de modéliser l'inclinaison dans l'espace de l'axe de révolution du galet.

La figure 5.9 montre un exemple de détermination de la trajectoire d'un galet de rayon 20 mm pour un coin de porte. Il est à noter que le galet apparaît dans la construction uniquement pour une meilleure compréhension de la construction et est modélisé uniquement dans les logiciels de simulation numérique. Le point de départ est la CAO du coin de porte sur laquelle a été construite la lame de présertissage en position finale. Le décalage de cette surface permet de déterminer la position de l'axe du galet au cours du procédé. Les points situés sur les deux frontières de ce balayage possèdent une densité différente dans le rayon du coin de porte.

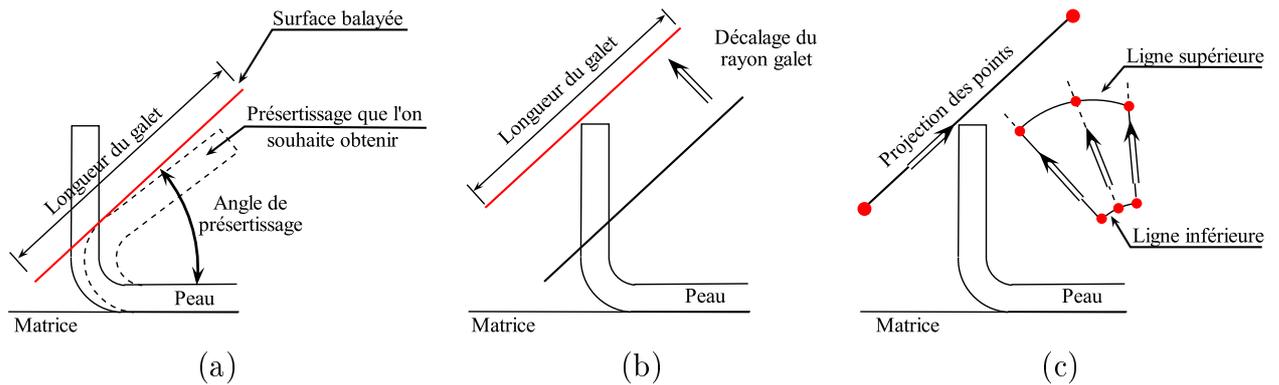


FIG. 5.8 – a) Obtention de la surface de référence correspondant à une lame de présertissage et au balayage de la génératrice du galet en contact avec la peau ; b) Décalage de la surface de référence d’une distance égale au rayon du galet à modéliser ; c) Projection des points de la frontière inférieure sur la frontière supérieure (le schéma de droite représente la vue de dessus).

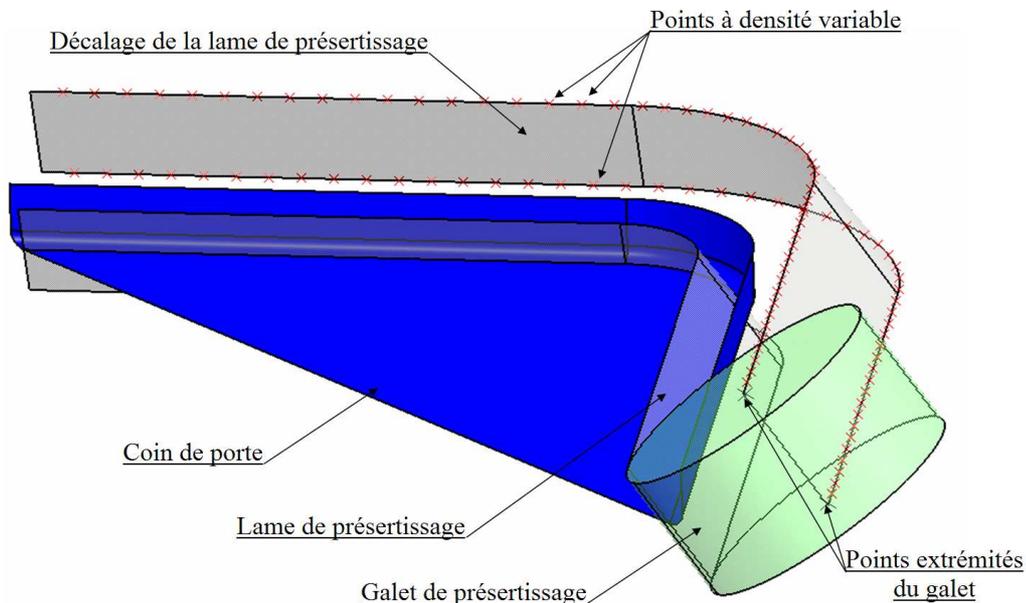


FIG. 5.9 – Exemple d’extraction des points sur un coin de porte ; la densité représente ici le nombre de points par unité linéique.

Les points des frontières supérieure et inférieure sont exportés séparément. Les translations à imposer aux nœuds du galet sont calculés dans le repère global, en fonction de leurs coordonnées X,Y et Z (Figure 5.10). Les degrés de liberté en rotation sont libres, permettant au galet de respecter la normalité de son axe de rotation par rapport à la courbure dans le plan de l’éprouvette. Ces conditions limites particulières permettent également la rotation du galet autour de son axe de révolution, provoquée par l’existence du coefficient de frottement non nul entre la peau et le galet. Le temps de passage entre les points est calculé en divisant la moyenne des distances linéaires entre les points de la ligne inférieure et supérieure par la vitesse imposée au galet, choisie arbitrairement égale à 30 mm.s^{-1} . Cette méthode permet d’imposer au galet des mouvements complexes, combinant des galbes et des rayons de courbure en rétreint et en allongement. Cette modélisation a été testée sur de nombreux cas, afin de

mettre en évidence sa pertinence et les éventuels problèmes numériques rencontrés, avec les codes Abaqus et Pamstamp2G. Toutes les modélisations ont été réalisées à l'aide d'éléments coques de type Belytschko-Tsay possédant 5 points d'intégration dans l'épaisseur. Le schéma de résolution est un schéma explicite permettant de pallier les problèmes de convergence liés à la gestion du contact dans le schéma de résolution implicite.

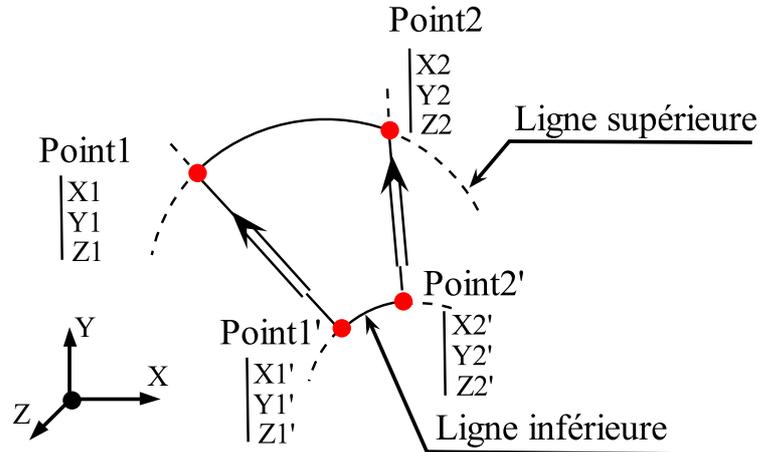


FIG. 5.10 – Coordonnées des points permettant le calcul des translations à imposer à chaque degré de liberté des nœuds du galet.

La figure 5.11 présente la modélisation des galets de sertissage avec Abaqus et avec Pamstamp2G. Dans le cas d'Abaqus, les outils analytiques ne peuvent avoir qu'un seul point de référence sur lequel les conditions limites sont appliquées. C'est pourquoi deux galets seront modélisés en vis-à-vis avec, pour les relier, un connecteur permettant d'obtenir une égalité des degrés de liberté en rotation entre les deux repères locaux des galets au cours du procédé. Ce connecteur permet d'obtenir les degrés de liberté imposés en translation et libres en rotation mais égaux entre eux, de manière à conserver une colinéarité des deux axes de révolution du galet. Il n'existe pas d'équivalent des liaisons Abaqus avec Pamstamp2G où le galet est modélisé par des éléments coques constituant la surface extérieure du galet. Deux nœuds situés à chaque extrémité du galet sur son axe de révolution sont connectés aux nœuds du galet par des éléments barres. Ces éléments barres sont rigides et permettent de transcrire les conditions imposées aux nœuds centraux du galet au corps de celui-ci. Pour les deux modèles, les degrés de liberté de rotation sont libres et les degrés de liberté de translation sont imposés.

Le cas présenté 5.12 est une partie de la porte arrière du projet X7. La peau et la doublure possèdent respectivement une épaisseur de 0.72 mm et de 0.64 mm, en acier E220BH. La loi de comportement utilisée correspond à la loi **Hill48_Swift** présentée au chapitre 2. La phase de tombage du bord est prise en compte avant présertissage mais les phases d'emboutissage et de détournage sont négligées ne permettant pas de considérer véritablement l'histoire des déformations subies par le matériau. Pour éviter la formation de plis liés à la compression circonférentielle générée par la forme de l'ouvrant dans cette zone, la hauteur de bord a été réduite, lors de la conception des outils de découpe, pour passer d'une valeur de 8.5 mm à 5 mm. La motivation de cette étude a été l'apparition de plis non anticipée sur une partie de cet ouvrant uniquement en cours du présertissage (pas d'apparition de plis durant la phase de tombage). Seules les phases de tombage et de présertissage ont été

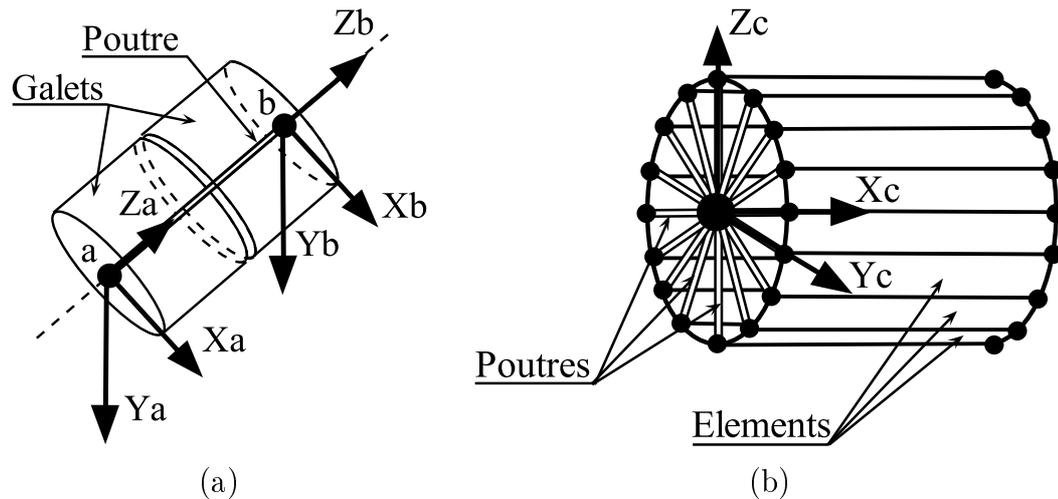


FIG. 5.11 – Modélisation des galets du sertissage par roulage avec a) Abaqus et b) Pamstamp2G.

prises en compte, afin de vérifier la prédiction numérique des plis dans cette partie de l'ouvrant.



FIG. 5.12 – Photographie de la partie de l'ouvrant X7 porte arrière présentant des plis au présertissage.

La figure 5.13 montre la simulation numérique du présertissage de la partie de l'ouvrant avec Abaqus et Pamstamp2G. Les contraintes ne sont pas présentées ici puisqu'il s'agit uniquement d'une simulation permettant la validation sur la méthode adoptée pour imposée la cinématique au galet. On remarque que les plis sont très similaires en nombre et en amplitude par rapport à ceux qui apparaissent sur l'ouvrant préserti réel (Figure 5.12).

La figure 5.13-(b) montre la simulation numérique du présertissage de la partie de cet ouvrant avec Pamstamp2G. Contrairement à Abaqus (Figure 5.13-(a)), le coefficient de frottement a du être augmenté pour passer de 0.12 à 0.5 entre le galet et le bord de l'ouvrant pour obtenir une rotation effective du galet. On remarque que les plis sont moins réalistes qu'avec Abaqus (Figure 5.13-(b)). Un essai d'augmentation de la vitesse numérique du galet de 30 mm.s^{-1} à 300 mm.s^{-1} a montré des variations de l'ensemble des résultats. Malgré le fait que la loi de comportement utilisée ne soit pas influencée par les vitesses de déformation,

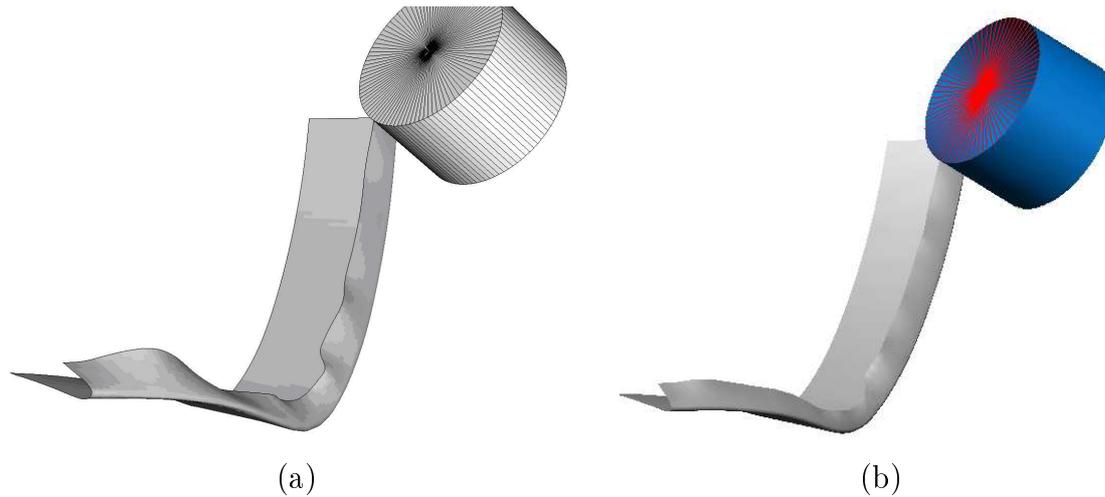


FIG. 5.13 – Simulation du présertissage d’une partie de la porte arrière X7 avec a) Abaqus et b) Pamstamp2G.

ce paramètre sera étudié pour les éprouvettes galbées en alliage d’aluminium dans la section 5.3.

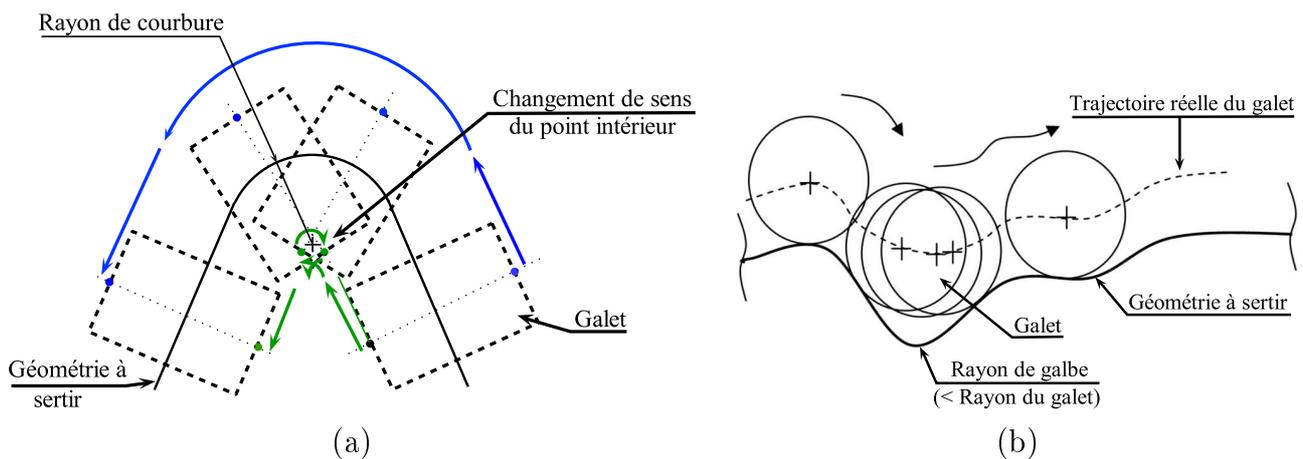


FIG. 5.14 – Cas particuliers de la simulation du sertissage qui posent problème pour ces deux premiers types de modélisation. a) Rayon dans le plan de faible courbure ; b) faible rayon de galbe.

Il existe quelques restrictions d’utilisation de cette méthode liées à la technique de construction des points avec le logiciel de CAO. En effet, la figure 5.14-(a) présente le cas d’un coin de porte qui nécessite une rotation importante du galet dans le plan afin de respecter la normalité à la courbure dans le plan. Le point intérieur du galet subit une inversion du sens d’avancement, comme dans la cinématique réelle. La méthode d’obtention des points de la trajectoire s’appuie sur la création d’une surface qui ne peut pas avoir une géométrie irréaliste (croisement des surfaces). Cette géométrie ne permet donc pas la création de la trajectoire. La figure 5.14-(b) présente le cas d’un galbe en rétreint qui, localement, possède un rayon inférieur au rayon du galet. Dans la réalité la compression du ressort permettra de réaliser cette zone. Comme la trajectoire imposée au galet lors de la simulation s’appuie uniquement sur la surface de la géométrie à sertir, les éléments de cette zone sont soumis à des déformations irréalistes qui génèrent une divergence du calcul.

5.3 Sertissage des éprouvettes galbées

Le sertissage des éprouvettes des configurations A1R et R1R en alliage d'aluminium a été simulé avec la version prototype de Pamstamp2G. Le robot de manipulation est modélisé par un outil bras + galet, détaillé dans l'annexe A. La mise en données est identique au sertissage classique en ce qui concerne le maintien en position de la peau et de la doublure entre la matrice et le presseur. La phase de présertissage est réalisée avec un galet de diamètre égal à 47 mm avec une inclinaison de 50° , comme pour les essais expérimentaux. La force « suiveuse » appliquée au galet correspond aux relevés du capteur de la tête lors des essais expérimentaux (de l'ordre de 700 N au présertissage et de 1200 N au sertissage). La trajectoire et les directions de descente et de remontée du galet sont modélisées suivant le bras du robot, de manière à correspondre au protocole expérimental. La phase de sertissage est réalisée de façon identique avec une descente de l'outil sur le côté opposé à la descente du galet de présertissage. Il est important de noter que dans ce cas, la trajectoire du robot n'est pas définie de manière à obtenir la position réelle du galet mais uniquement de manière à correspondre aux efforts obtenus expérimentalement. Cette stratégie permet de s'affranchir des moyens de mesure permettant de connaître la position exacte des galets au cours des essais.

Initialement, le bord tombé de la peau est placé en affleurement avec le bord de la matrice, et la doublure est positionnée de façon identique au présertissage et sertissage classique (1.5 mm du rayon de tombage + une demi-épaisseur de la tôle). La même stratégie de raffinement que pour le sertissage classique est utilisée, la valeur du « mass scaling » est donc maintenu à 0.16 mm. Le maintien de la peau et de la doublure est réalisé par le presseur qui applique un effort vertical de 62 kN. Selon les mesures expérimentales, les descentes des différents galets sont situées à 4 mm du bord de l'éprouvette. Le critère d'arrêt du bras est déterminé par une course de l'ordre de la valeur de la hauteur de bord. Toutefois, la liaison pivot-glissant entre le bras et le galet permet un arrêt plus rapide de la descente du galet lorsque l'effort de réaction de la tôle correspond à l'effort de consigne.

Les éléments utilisés sont des éléments coques de type Belytschko-Tsay et le nombre de points d'intégration dans l'épaisseur est égal à 5. Les éprouvettes de cette étude sont issues des simulations de tombage, présentées au chapitre 4, ce qui permet de prendre en compte l'histoire des déformations après expansion biaxiale et tombage. La figure 5.15 présente le résultat du présertissage de la configuration A1R en alliage d'aluminium avec la version prototype de Pamstamp2G. Dans ce cas, la vitesse imposée au galet est égal à $20 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$, la rotation du galet est libre et le coefficient de frottement entre le galet et la peau est égal à 0.12.

La figure 5.16 présente la corrélation en terme de plis entre les simulations et les résultats expérimentaux sur les configurations A1R et R1R en alliage d'aluminium. On s'intéresse ici uniquement aux plis qui apparaissent après la phase de présertissage puisqu'ils sont ensuite écrasés lors du passage du galet de sertissage. On observe une déformation importante de l'éprouvette après la descente du galet. La configuration A1R présente l'apparition importante de plis après le passage du galet, malgré des états de traction importants lors du présertissage ou du sertissage, liés au galbe en allongement. Cette figure illustre bien les comportements très différents du sertissage classique et du sertissage par roulage. La simulation permet de retrouver les cinq plis observés lors des essais. Leur amplitude semble également réaliste. Pour un galbe en rétreint (configuration R1R), la simulation ne présente qu'un seul pli, de faible

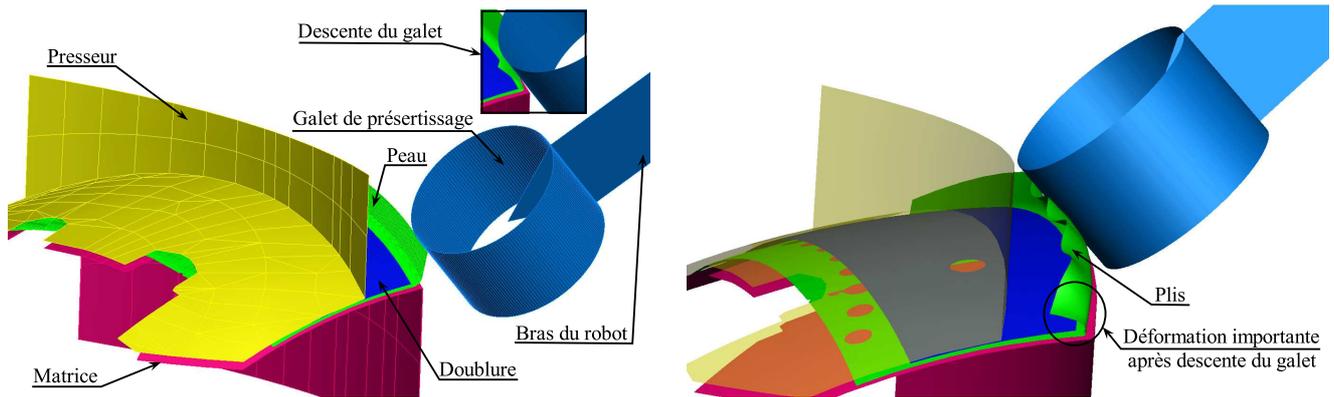


FIG. 5.15 – Mise en données de la simulation du présertissage par roulage de la configuration A1R.

amplitude, au centre de l'éprouvette. Les essais présentent un nombre de plis plus important avec toutefois une amplitude limitée. La simulation permet donc d'obtenir une bonne corrélation de ces instabilités numériques malgré l'utilisation des éléments coques et la complexité de l'histoire de la déformation liée aux étapes précédentes.

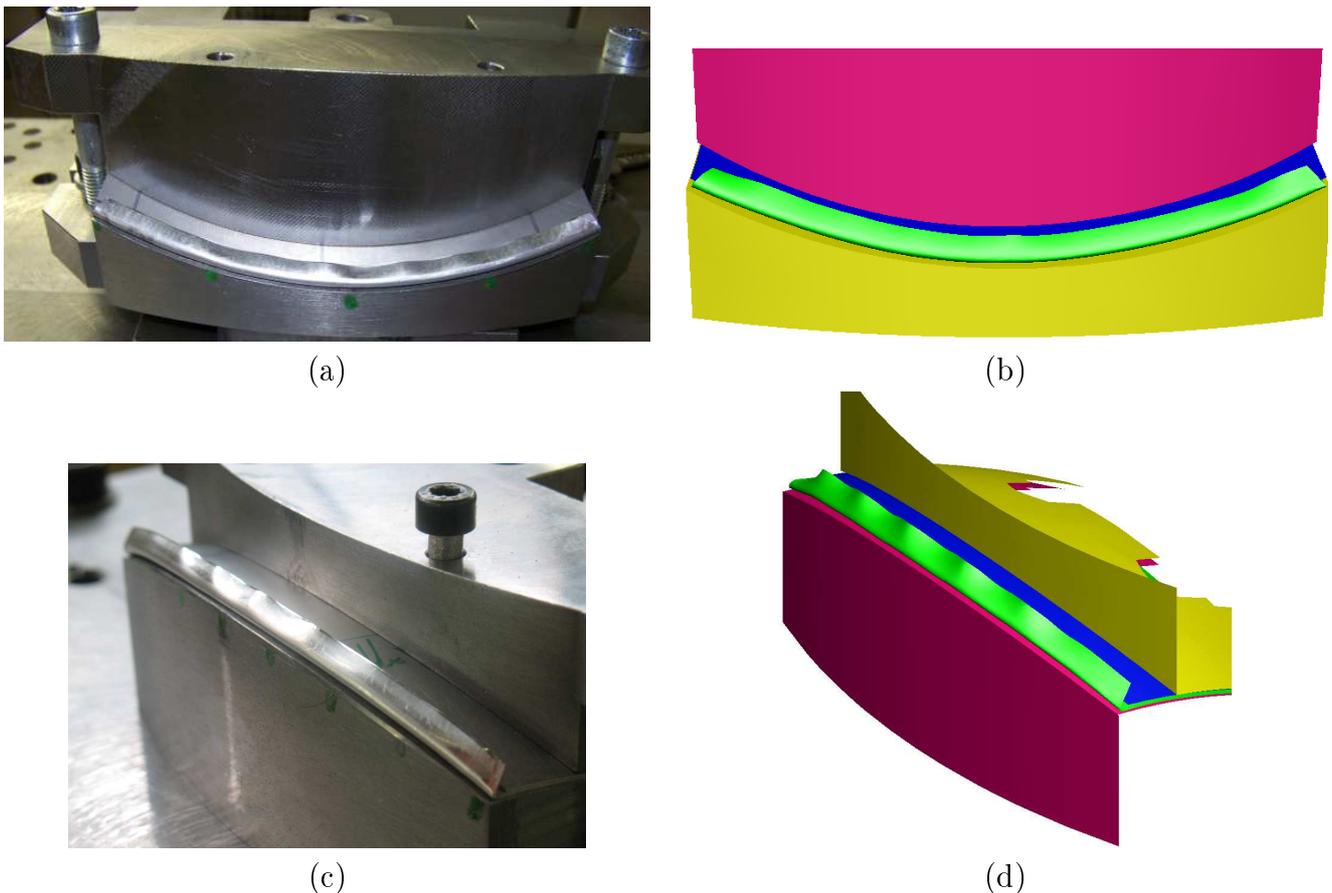


FIG. 5.16 – Comparaison de l'apparition des plis lors de la simulation numérique de la phase de présertissage pour les configurations R1R (a,b) et A1R (c,d) par rapport aux résultats expérimentaux.

5.3.1 Les différentes modélisations

Le tableau 5.2 résumé l'ensemble des hypothèses adoptées par les différentes modélisations présentées dans les paragraphes précédents. Dans la deuxième colonne, le type d'élément utilisé est rappelé ainsi que le nombre de points d'intégration dans l'épaisseur. La quatrième et cinquième colonne présente, respectivement, le coefficient de frottement adopté pour les galets de présertissage et de sertissage et le type de conditions limites imposées aux galets. On constate que les modélisations évoluent de manière à pouvoir être utilisées dans le cadre industriel (utilisation des éléments coques, etc.) et que leur complexité est accentuée pour permettre de modéliser plus fidèlement le procédé de sertissage par roulage.

TAB. 5.2 – Résumé des hypothèses particulières adoptées par les différentes modélisations du sertissage par roulage.

Modèle	Type élément (Nb Pt Int.)	Schéma d'intégration	Coef. de frottement	CL imposées au galet	Vitesse du galet (m/s)
1 (Abaqus)	Solides (4)	Implicite	0.12	Cinématique	-
2 (Abaqus/PS2G)	Coques (5)	Explicite	0.12 (Abaqus) 0.5 (PS2G)	Cinématique	30
3 (PS2G)	Coques (5)	Explicite	0 et 0.12	Cinématique + Effort exp.	5, 10 et 20

Le dernier modèle présente différentes valeurs de coefficients de frottement ainsi que différentes vitesses, permettant d'analyser leur influence sur les résultats de la simulation numérique des éprouvettes galbées. Ces études sont présentées dans les sections suivantes et ont pour objectif la détermination des paramètres permettant une bonne modélisation des essais expérimentaux.

5.3.2 Influence de la vitesse du galet

L'accélération du bras du robot est faible et les inerties des outils sont donc négligeables. Ce procédé sera donc considéré comme un procédé quasi-statique pour le sertissage des éprouvettes galbées. L'observation expérimentale de ces géométries conforte toutefois cette hypothèse puisqu'il ne semble pas avoir d'effets dynamiques lors du passage du galet (oscillations de la tôle, etc.). Comme la modélisation de ce procédé implique de fortes non-linéarités dues au matériau et au contact avec frottement, les équations d'équilibre sont résolues dans le cadre de la dynamique explicite. A noter que la stabilité de la solution doit être vérifiée pour s'assurer que les conditions de la mise en données sont suffisamment proches d'une solution quasi-statique. Le critère suggéré par [47] est que l'énergie cinétique doit être inférieure à 5% de l'énergie interne de déformation.

Il est également à noter que, dans le cadre de cette étude, la contribution visqueuse n'est pas considérée.

Trois vitesses ont été appliquées sur les galets de présertissage et de sertissage : 5, 10 et 20 m/s. La figure 5.17 présente l'évolution des énergies cinétique et interne pour les différentes vitesses. Les étapes d'expansion biaxiale et de tombage sont communes aux trois vitesses et la figure 5.17-(d) permet la comparaison avec la simulation du procédé de sertissage classique. On observe que l'énergie cinétique est bien inférieure à l'énergie interne pour ces étapes communes, ainsi que pour le procédé de sertissage classique. La chute de l'énergie interne entre la phase d'expansion biaxiale et l'étape de tombage, ainsi qu'entre l'étape de tombage et de présertissage pour le sertissage classique, est liée à la découpe des éléments pour obtenir la géométrie de l'éprouvette ou encore la prise en compte de son plan de symétrie (présertissage/sertissage classique). On observe des différences marquées sur l'évolution de l'énergie cinétique en fonction de la vitesse du galet. L'énergie cinétique vaut 57% de l'énergie interne pour une vitesse de 20 m/s et 14% pour 10 m/s. Ces vitesses ne permettent donc pas de se rapprocher d'une sollicitation quasi-statique. La figure 5.17-(c) présente la simulation du sertissage de l'éprouvette R1R avec une vitesse imposée égale à 5 m/s. Dans ce cas, on observe des valeurs d'énergie cinétique faible, environ égale à 4% de l'énergie interne. Cette valeur permet donc d'obtenir une stabilisation de la solution.

Peu de différences sont observées sur les valeurs de l'enroulement en fonction de la vitesse imposée aux galets (Figure 5.18). Les vitesses égales à 5, 10 et 20 m/s présentent des résultats équivalents avec des valeurs d'enroulement plus éloignées des mesures expérimentales de l'ordre de 40% au présertissage et de 90% au sertissage. Le critère proposant un rapport énergie cinétique / énergie interne ≤ 0.05 impose le choix de la vitesse égale à 5 m/s mais l'obtention d'enroulement identique montre la possibilité d'adopter une vitesse de galet de 20 m/s sans affecter la qualité des résultats, pour cette géométrie. Le tableau 5.3 présente les temps de calcul nécessaires pour la simulation numérique du procédé de sertissage par roulage pour chacune des vitesses. Pour des résultats équivalents en terme d'enroulement, on observe une forte augmentation du temps CPU en fonction de ces vitesses. Pour le reste de l'étude, la vitesse de 20 m/s sera donc adoptée pour les configurations R1R et A1R en alliage d'aluminium. Des études supplémentaires seront toutefois nécessaires pour déterminer l'influence de ce paramètre sur des géométries qui nécessitent des mouvements complexes de l'outil.

TAB. 5.3 – Temps CPU pour chaque vitesse du galet étudiée, au présertissage/sertissage pour la configuration R1R en alliage d'aluminium avec la loi de comportement **Hill48_Mixte**. Les temps CPU sont issus des calculs effectués sur la même machine que celle présentée figure 4.34.

		Temps CPU (min)		
		20 m/s	10 m/s	5 m/s
R1R	Présertissage	155.3	315.5 (+ 102%)	630.7 (+ 306%)
	Sertissage	142.4	289.3 (+ 102%)	578.7 (+ 306.7%)

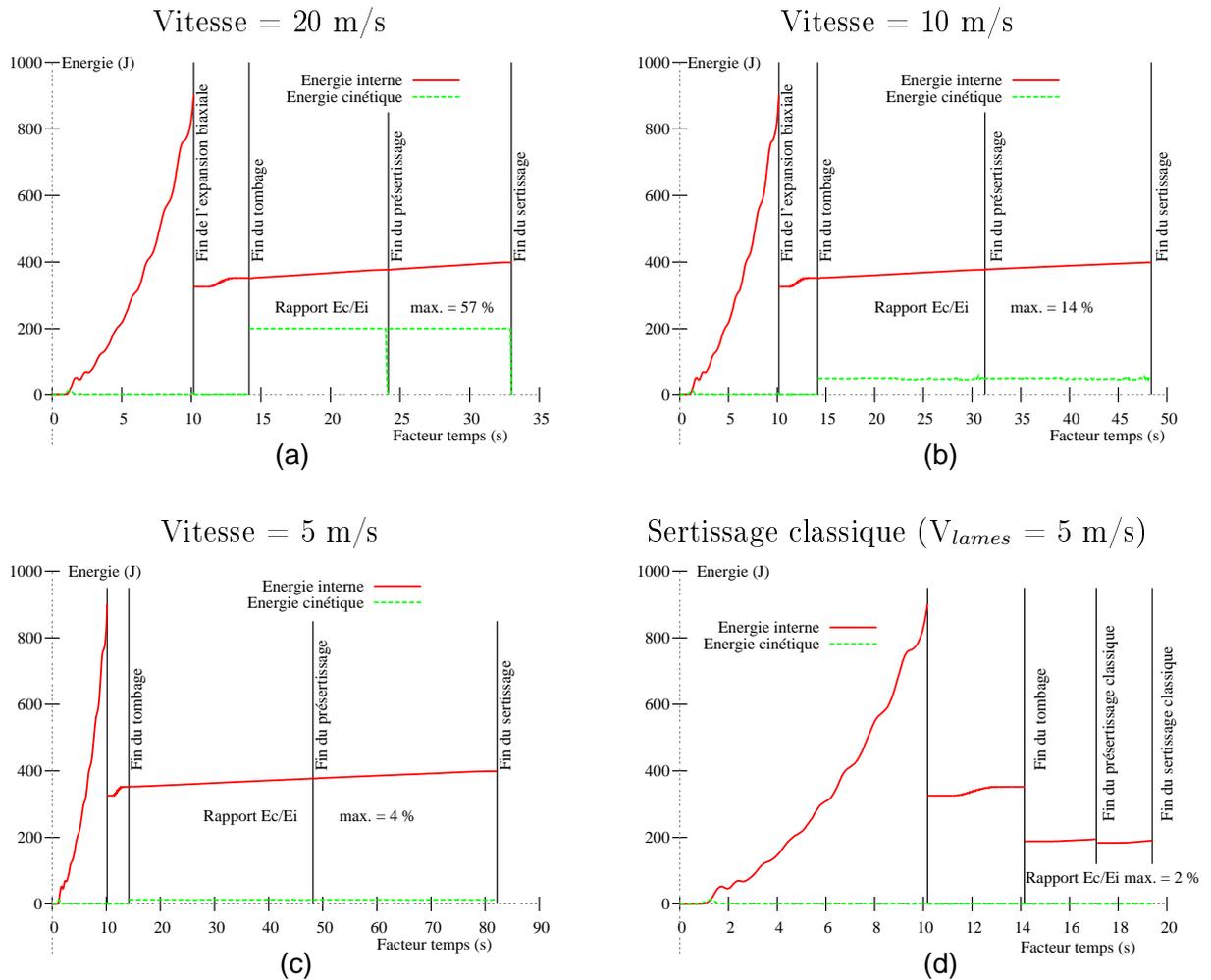


FIG. 5.17 – Influence de la vitesse des galets de présertissage et de sertissage sur l'évolution des énergies cinématique et interne pour la configuration R1R en alliage d'aluminium pour une vitesse de a) 20 m/s, b) 10 m/s et c) 5 m/s ; d) Simulation numérique du sertissage classique.

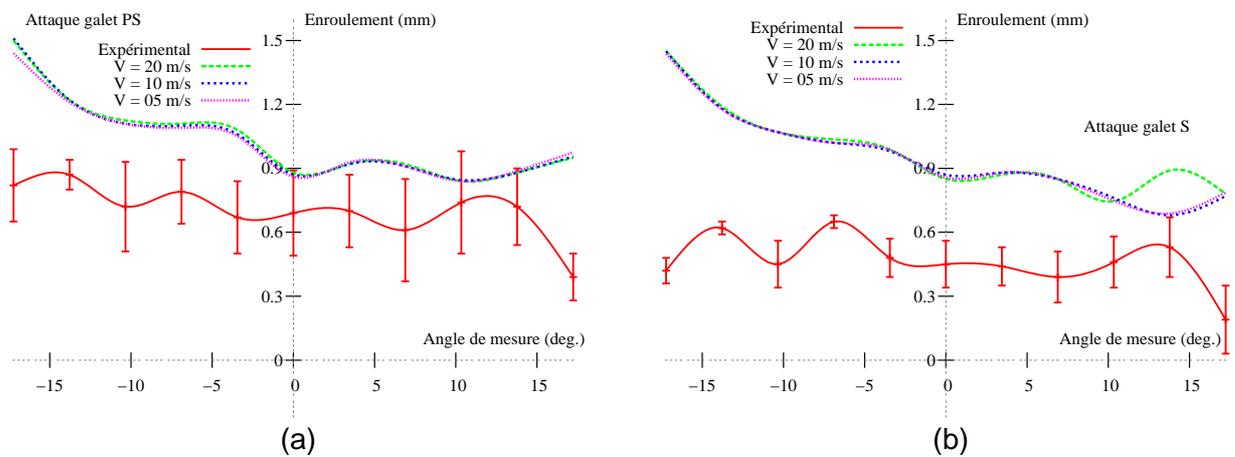


FIG. 5.18 – Influence de la vitesse du galet sur les résultats de l'enroulement a) au présertissage et b) au sertissage de la configuration R1R en en alliage d'aluminium.

5.3.3 Influence de la cinématique du galet

Comme pour le procédé de profilage (Chapitre 1) la simplification de la liaison entre le galet et le bras du robot de sertissage rend la simulation plus robuste en terme de gestion du contact et minimise le temps de calcul. Trois cinématiques ont été testées sur la configuration A1R en alliage d'aluminium afin d'étudier l'influence de la rotation libre ainsi que la prise en compte du frottement. Cette configuration a été choisie car elle présente un grand nombre de plis lors des essais expérimentaux. Comme le montre le tableau 5.4, les calculs avec une rotation libre du galet autour de son axe de révolution et un coefficient de frottement $\mu = 0.12$ sont jusqu'à 4.5% plus longs que le cas d'une rotation bloquée, avec un coefficient de frottement nul. Le pourcentage peut paraître faible mais ne sera pas négligeable dans le cadre du sertissage par roulage d'un ouvrant automobile. Pour les quatre cas testés, les maillages des flans sont identiques et issus de l'étape de tombage. Les simulations ont été réalisées avec la loi **Hill48_Mixte**.

TAB. 5.4 – Temps CPU pour chaque vitesse du galet étudiée, au présertissage/sertissage pour la configuration R1R en alliage d'aluminium avec la loi de comportement **Hill48_Mixte**. Les temps CPU sont issus des calculs effectués sur une machine dont les caractéristiques sont présentées dans le tableau 4.34.

		Tps CPU (min)		
			Présertissage	Sertissage
A1R	Sans rotation	$\mu = 0$	143.7	152.9
		$\mu = 0.12$	143.9 (+ 0.1%)	157.3 (+ 3%)
	Avec rotation	$\mu = 0$	143.9 (+ 0.1%)	153.7 (+ 0.5%)
		$\mu = 0.12$	144.9 (+ 0.8%)	159.6 (+ 4.5%)

L'évolution des valeurs d'enroulement en fonction de la cinématique des galets (Figure 5.19) montre qu'avec un coefficient de frottement nul, le degré de liberté en rotation autour de l'axe de révolution du galet n'a pas d'influence sur les résultats. Le coefficient de frottement non nul provoque un enroulement plus faible de l'éprouvette, ce qui s'accroît avec un coefficient de frottement égal à 0.12.

La figure 5.20-(a) montre l'évolution de l'enroulement au centre de l'éprouvette au cours du présertissage. Dans un premier temps, le bord tombé n'est pas affecté par l'inclinaison de ses voisins. L'enroulement augmente à l'approche du galet et est maximum lorsque que le galet atteint la section étudiée. Le retour élastique des bords de l'éprouvette tend, ensuite, à réduire la valeur de l'enroulement. Comme dans [24], chacune des cinématiques de galet présente un écart constant après le passage du galet (D_e) ce qui montre que l'amplitude du retour élastique est équivalente pour tous les modèles.

La figure 5.20-(b) présente l'évolution de l'angle de présertissage après le passage du galet pour les différentes cinématiques. La mesure expérimentale des angles a été réalisée uniquement pour la phase de présertissage au vu de la difficulté d'obtenir les ouvertures après sertissage sur des éprouvettes galbées. Lorsque la configuration présente beaucoup de plis, comme c'est le cas pour la configuration A1R, seules trois mesures ont été faites. Une mesure a été réalisée sur une crête positive du pli (angle de présertissage minimum, env. 45°) au centre de l'éprouvette, les

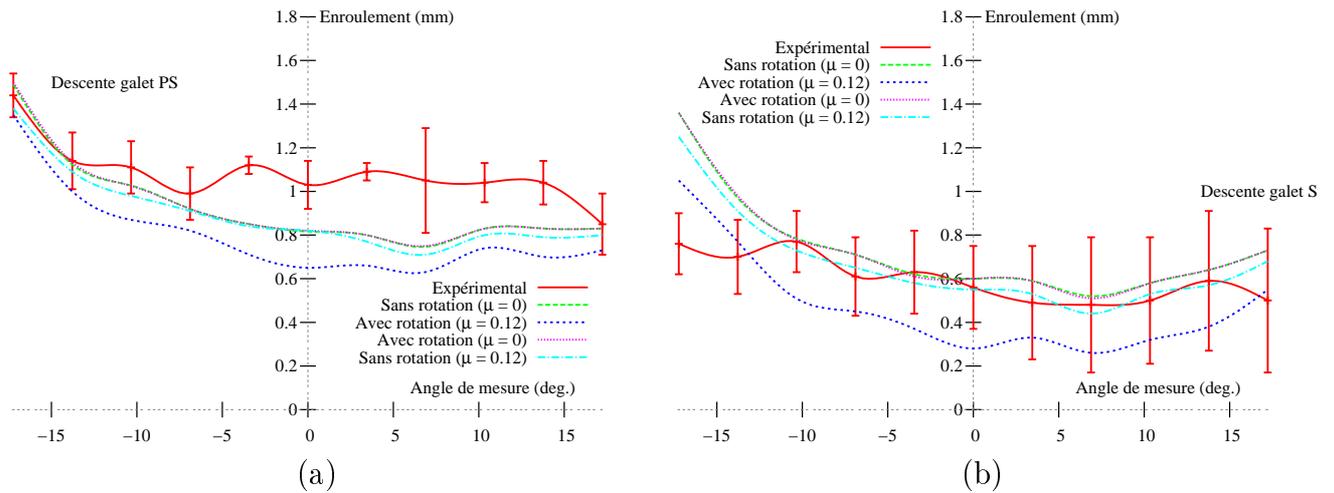


FIG. 5.19 – Influence de la cinématique du galet sur les résultats de l'enroulement a) au présertissage et b) au sertissage de la configuration A1R en l'alliage d'aluminium.

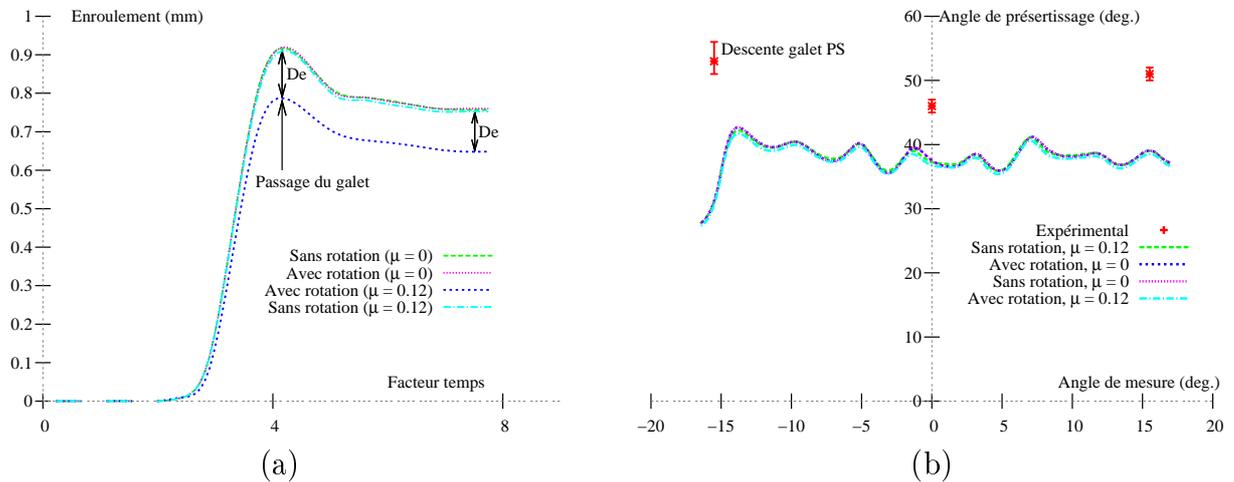


FIG. 5.20 – a) Évolution de l'enroulement sur une section située au centre de l'éprouvette pour le modèle avec et sans rotation du galet ; b) évolution de l'angle de présertissage le long de l'éprouvette A1R en alliage aluminium avec la loi de comportement **Hill48_Mixte**, pour différentes cinématiques du galet.

deux autres ont été effectuées sur des crêtes négatives, proches des extrémités de l'éprouvette (angle de présertissage maximum, env. 52°). Numériquement et expérimentalement, les plis sur les bords de la peau sont mis en évidence par des variations d'angle. Les ouvertures du bord après présertissage de chaque modélisation semblent globalement plus faibles que les mesures expérimentales ainsi que l'amplitude des plis. On observe très peu d'influence de la cinématique sur ce paramètre.

La figure 5.21-(a) présente l'évolution de l'inclinaison du bord, au centre de l'éprouvette, entre la phase de tombage et de sertissage par roulage pour la configuration A1R en alliage d'aluminium. Dans le cas d'une rotation libre du galet, le coefficient de frottement a une influence sur la géométrie. Cependant les modèles sans frottement ne permettent pas de distinguer de différences quant à l'évolution de la forme du bord. La figure 5.21-(b) permet

la comparaison avec le sertissage classique. On remarque une différence marquée à l'étape de présertissage avec, pour une même inclinaison du bord, un enroulement plus important pour le sertissage classique. Le sertissage par roulage a tendance à courber le bord alors que la rotule plastique au niveau du rayon de tombage est favorisée dans le cas du sertissage classique.

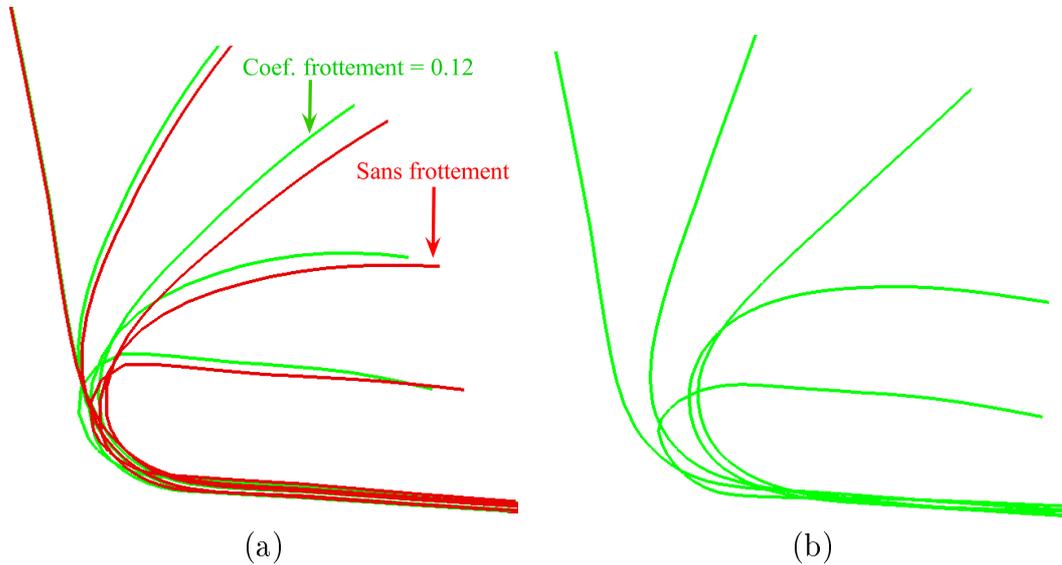


FIG. 5.21 – Sections situées au centre de l'éprouvette permettant la comparaison des déformées du bord plié par roulage entre les modèles a) avec et sans frottement et b) évolution du bord dans le cas du sertissage classique.

La prise en compte de la rotation du galet et le coefficient de frottement n'a donc pas d'influence sur les prédictions numériques du retour élastique, des angles de présertissage ainsi que sur le nombre et l'amplitude des plis. Toutefois, les valeurs de l'enroulement présentent des différences de l'ordre de 20% entre un modèle avec frottement et avec rotation et le modèle simplifié (rotation figée et coefficient de frottement nul). Dans le but de limiter le temps de calcul et puisque les résultats numériques sont proches des valeurs expérimentales en terme d'enroulement, le modèle sans rotation et à frottement nul est utilisé pour les études suivantes.

5.3.4 Influence de la loi de comportement

On s'intéresse ici à l'influence de la loi de comportement utilisée sur les simulations en s'appuyant sur les configurations A1R et R1R en alliage d'aluminium. Comme pour les simulations de sertissage classique, trois lois de comportement ont été utilisées (**vMises_Voce**, **Hill48_Voce** et **Hill48_Mixte**) et les enroulements et les angles d'ouverture expérimentaux et numériques sont comparés.

La figure 5.22 présente les résultats obtenus sur les enroulements. Pour chacun des cas, la déformée importante de la tôle lors de la descente du galet se manifeste par un enroulement très important sur ce bord. Pour la configuration A1R, les trois modèles de comportement présentent des résultats similaires, proches des valeurs expérimentales. Dans le cas de la configuration R1R, les valeurs de l'enroulement à la fin des deux phases sont supérieures aux résultats expérimentaux pour les trois lois de comportement. La loi **Hill48_Mixte**

n'améliore pas les résultats et on n'observe pas d'évolution des enroulements entre la phase de présertissage et la phase de sertissage. Des écarts de l'ordre de 100% sont constatés par rapport aux résultats expérimentaux dans ce cas.

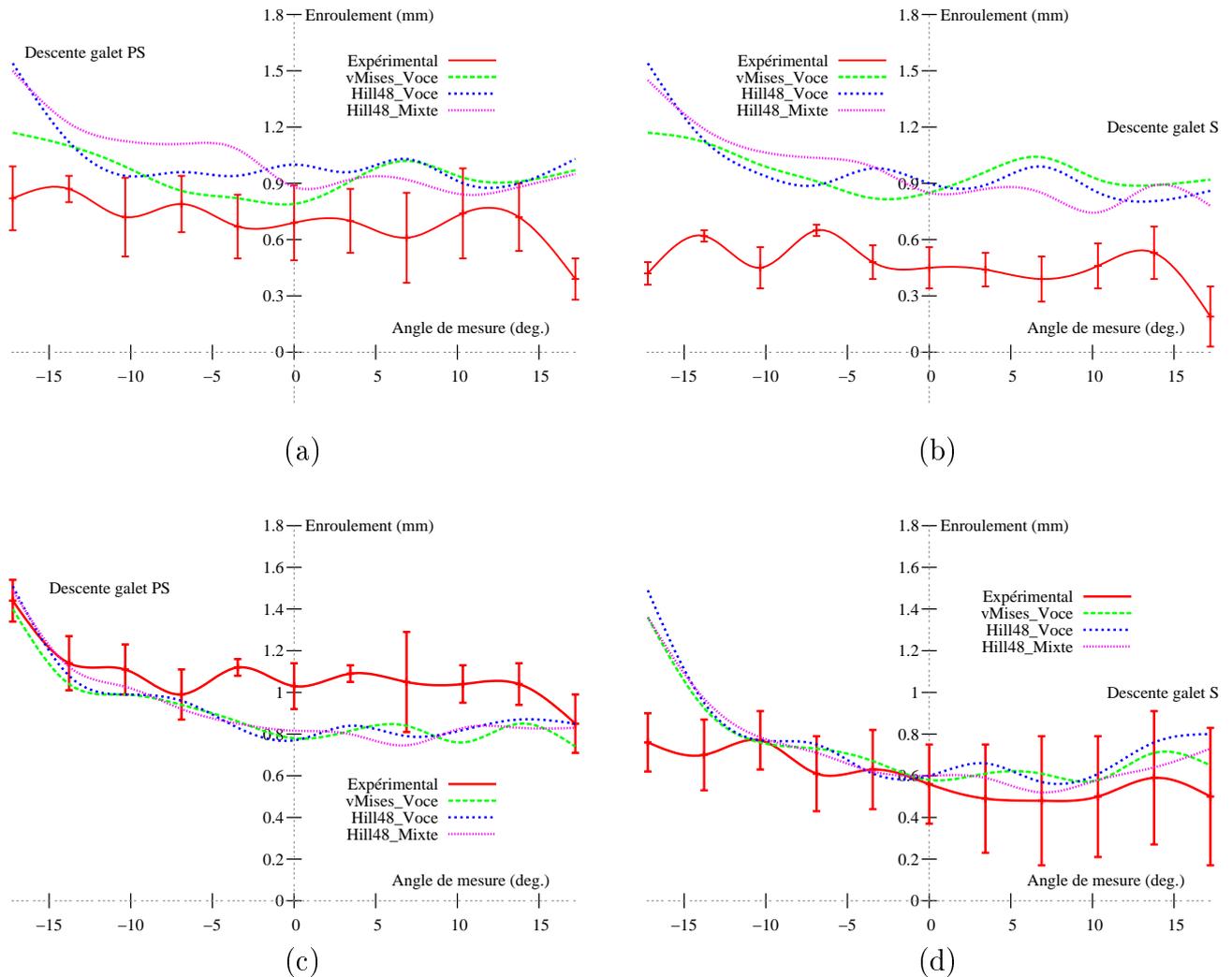


FIG. 5.22 – Influence de la loi de comportement sur les résultats de l'enroulement au présertissage et au sertissage de la configuration R1R (a,b) et de la configuration A1R (c,d) pour l'alliage d'aluminium.

Les angles de présertissage obtenus après le passage du galet présentent des écarts peu importants selon le type de loi de comportement utilisé (Figure 5.23). On observe toutefois des plis moins marqués pour la configuration R1R que pour la configuration A1R, ce qui est bien représenté par les simulations numériques. L'amplitude des plis des lois de comportement **vMises_Voce** et **Hill48_Mixte** est équivalente. Il semble que la loi **Hill48_Voce** présente des plis plus marqués qui se rapprochent des mesures expérimentales pour la configuration A1R.

Le tableau 5.5 présente le temps CPU nécessaire à la modélisation du présertissage et du sertissage par roulage des configurations A1R et R1R en alliage d'aluminium, pour les trois lois de comportement. On remarque que la loi de comportement **Hill48_Mixte**

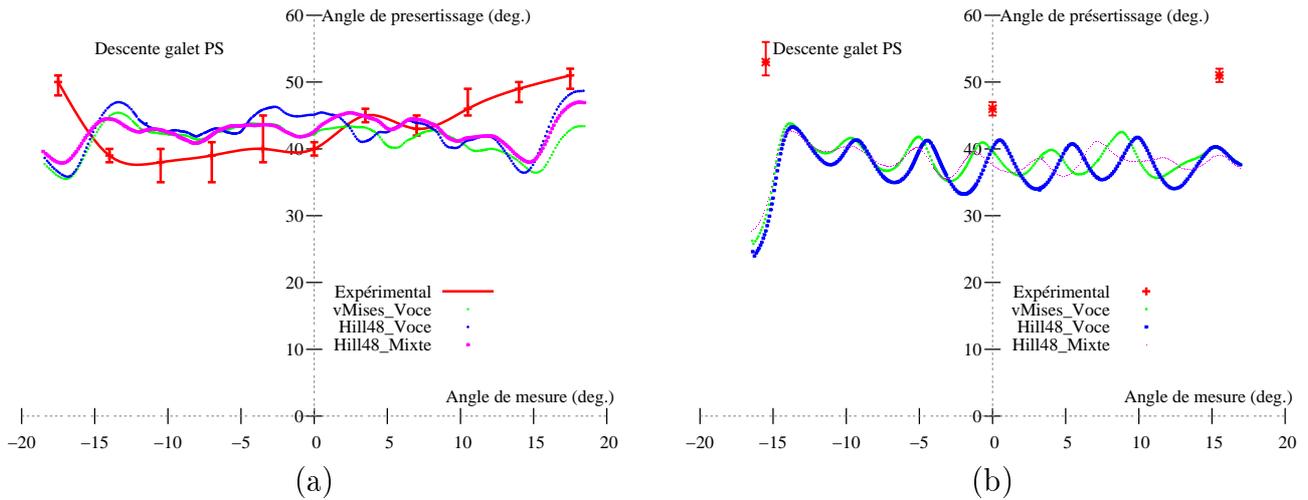


FIG. 5.23 – Influence de la loi de comportement sur les résultats de l'angle de présertissage de la configuration a) R1R et b) A1R en l'alliage d'aluminium.

présente des temps de calcul plus faibles que pour les deux autres lois, sans doute lié à l'apparition des plis. Les résultats sont toutefois proches avec un écart maximum de l'ordre de 10%.

TAB. 5.5 – Influence de la loi de comportement sur le temps CPU, pour la configuration R1R en alliage d'aluminium. Les temps CPU sont issus des calculs effectués sur une machine dont les caractéristiques sont présentées dans le tableau 4.34.

		Tps CPU (min)		
		vMises_Voce	Hill48_Voce	Hill48_Mixte
R1R	Présertissage	151.9	151.9 (+ 0%)	143.7 (- 5%)
	Sertissage	159.4	160.3 (+ 0.5%)	152.9 (- 4 %)
A1R	Présertissage	147.4	169.2 (+ 13%)	155.3 (+ 5%)
	Sertissage	153.8	150.5 (- 2%)	142.4 (-8 %)

Les différentes lois de comportement ne présentent pas d'écart significatif en terme d'enroulement ni d'angle d'ouverture au présertissage pour les différentes configurations étudiées. On peut toutefois noter que la loi **Hill48_Voce** permet de simuler de façon plus réaliste l'apparition des plis sur le bord plié mais présente des temps de calcul supérieurs aux autres lois.

5.3.5 Influence de l'étape de tombage

Les travaux de Sigvant [16, 17] ont montré l'influence de la prise en compte de la prédéformation liée aux opérations de mise en forme précédant les opérations de sertissage classique dans la simulation numérique. L'objectif est de déterminer cette influence dans le cas du sertissage par roulage. Les opérations de mises en forme concernées sont : l'expansion biaxiale, la découpe ainsi que la phase de tombage. Une simulation réalisée sans la prise en compte des opérations précédentes a été réalisée en utilisant l'outil « mapping » de Pamstamp2G. Cet outil permet d'importer le maillage de l'éprouvette issu du calcul de tombage, avec uniquement l'histoire du raffinement du maillage sans les contraintes et les déformations issues de la phase d'expansion biaxiale et de tombage, ainsi que l'amincissement de la tôle. L'objectif de cette étude est de connaître l'approximation réalisée par des simulations directement sur les surfaces de la peau déjà tombées sur le logiciel CAO, sans prendre en compte l'histoire de la déformation.

La figure 5.24 montre l'apparition de plis exagérés sur le bord de l'éprouvette en fin de présertissage. On observe également une répartition plus symétrique des angles numériques sans prise en compte de l'histoire des déformations.

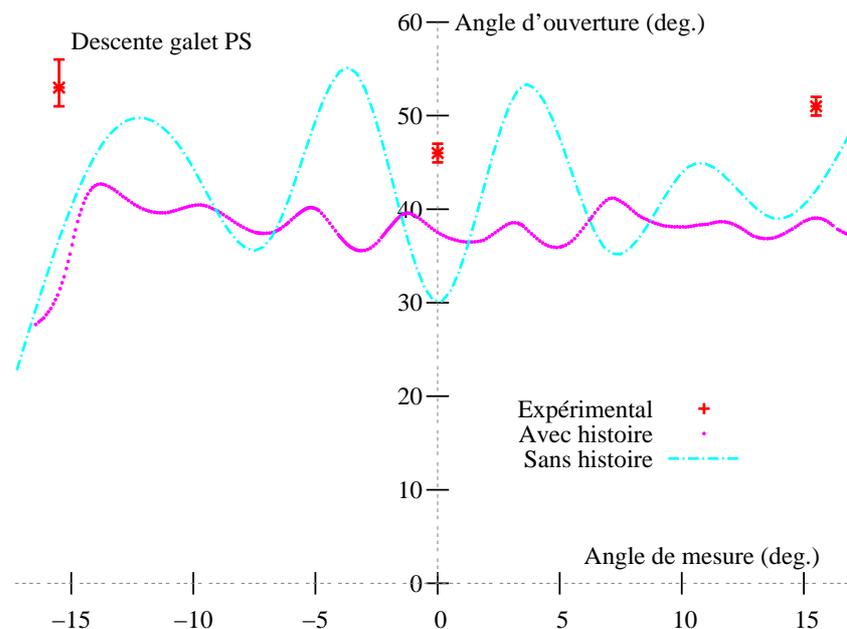


FIG. 5.24 – Évolution de l'angle d'ouverture au présertissage de la configuration A1R après le passage du galet pour la simulation avec et sans prise en compte de l'histoire de déformation.

Les enroulements obtenus avec les deux simulations présentent des écarts importants, de l'ordre de 100% (Figure 5.25). Les déformations plastiques localisées dans le rayon de tombage créent une « rotule plastique » autour de laquelle la tôle s'enroule. On obtient ainsi des enroulements beaucoup plus faibles et proches des valeurs expérimentales dans le cas où l'on prend en compte l'étape de tombage dans la simulation.

Cette étude a montré que la prise en compte des étapes d'expansion biaxiale et de tombage ont une grande importance dans l'apparition des plis ainsi que sur les valeurs d'enroulement. Pour

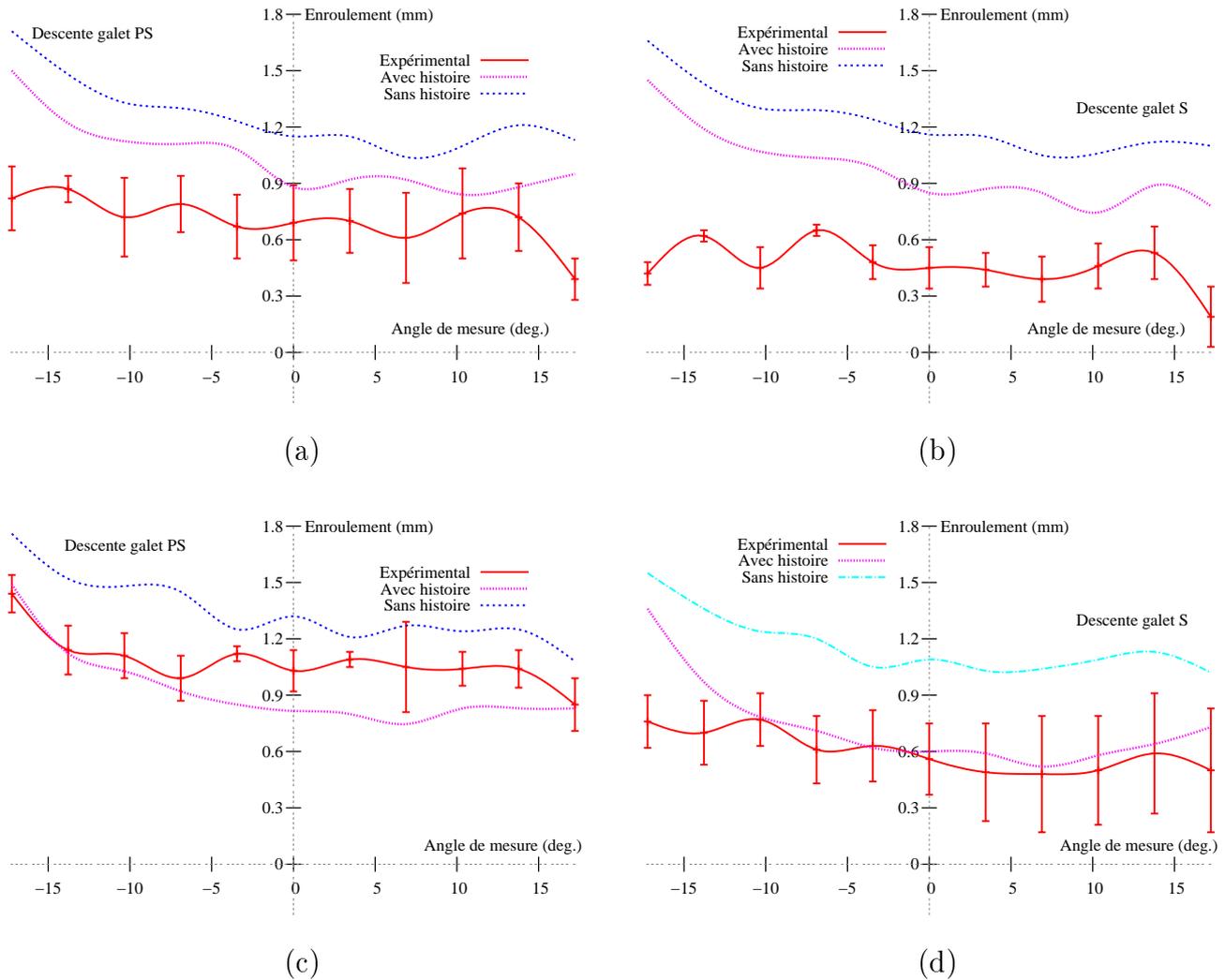


FIG. 5.25 – Influence de la prise en compte des champs mécaniques issus de l'étape de tombage sur les résultats de l'enroulement au présertissage et au sertissage de la configuration A1R (a,b) et de la configuration R1R (c,d) pour l'alliage d'aluminium.

obtenir un résultat de simulation fiable, il est donc nécessaire d'intégrer toutes les étapes qui précèdent le sertissage par roulage.

5.3.6 Bilan

Le tableau 5.26 présente, à l'image de ce qui a été fait pour le sertissage classique, le bilan de l'influence des différents paramètres étudiés sur l'enroulement ainsi que sur les temps de calcul. On constate que les prédictions numériques de l'enroulement de la configuration R1R sont très éloignées des valeurs expérimentales. Toutefois, les résultats obtenus pour les différentes vitesses imposées au galet de sertissage montrent une faible influence de ce paramètre sur la prédiction de l'enroulement. On constate une légère augmentation de l'ordre de quelques % sur les valeurs de l'enroulement lorsque la vitesse augmente. Si l'on s'intéresse au temps de calcul, ce paramètre devient alors très important avec une croissance exponentielle du temps CPU. Comme pour les vitesses imposées au galet, les résultats pour les différentes lois de comportement adoptées ne présentent pas d'influence importante sur l'amplitude de

l'enroulement. L'écart sur les temps de calcul est également faible. Cette remarque est valable pour la configuration R1R mais également pour la configuration A1R en alliage d'aluminium. Enfin, on observe une différence importante sur l'adoption d'un coefficient non nul pour une rotation libre du galet autour de son axe de révolution. On relève également un écart entre les deux valeurs de coefficient de frottement lorsque que la rotation est figée, mais moins marqué. On remarque toutefois que pour une même cinématique de galet, le rapport entre le temps de calcul avec frottement nul ou non, est identique. Le fait de négliger l'histoire des déformations liée à la phase d'expansion biaxiale et de tombage montre l'influence la plus importante sur les valeurs d'enroulement en sur-estimant les mesures expérimentales.

Après analyse de ces résultats, on peut donc penser que le meilleur compromis entre les prédictions de l'enroulement et les temps de calcul est atteint avec une vitesse de galet de 20 m/s, la loi de comportement **vMises_Voce** et une rotation figée du galet avec un coefficient de frottement égal à 0.12, ainsi que la prise en compte de l'histoire des déformations.

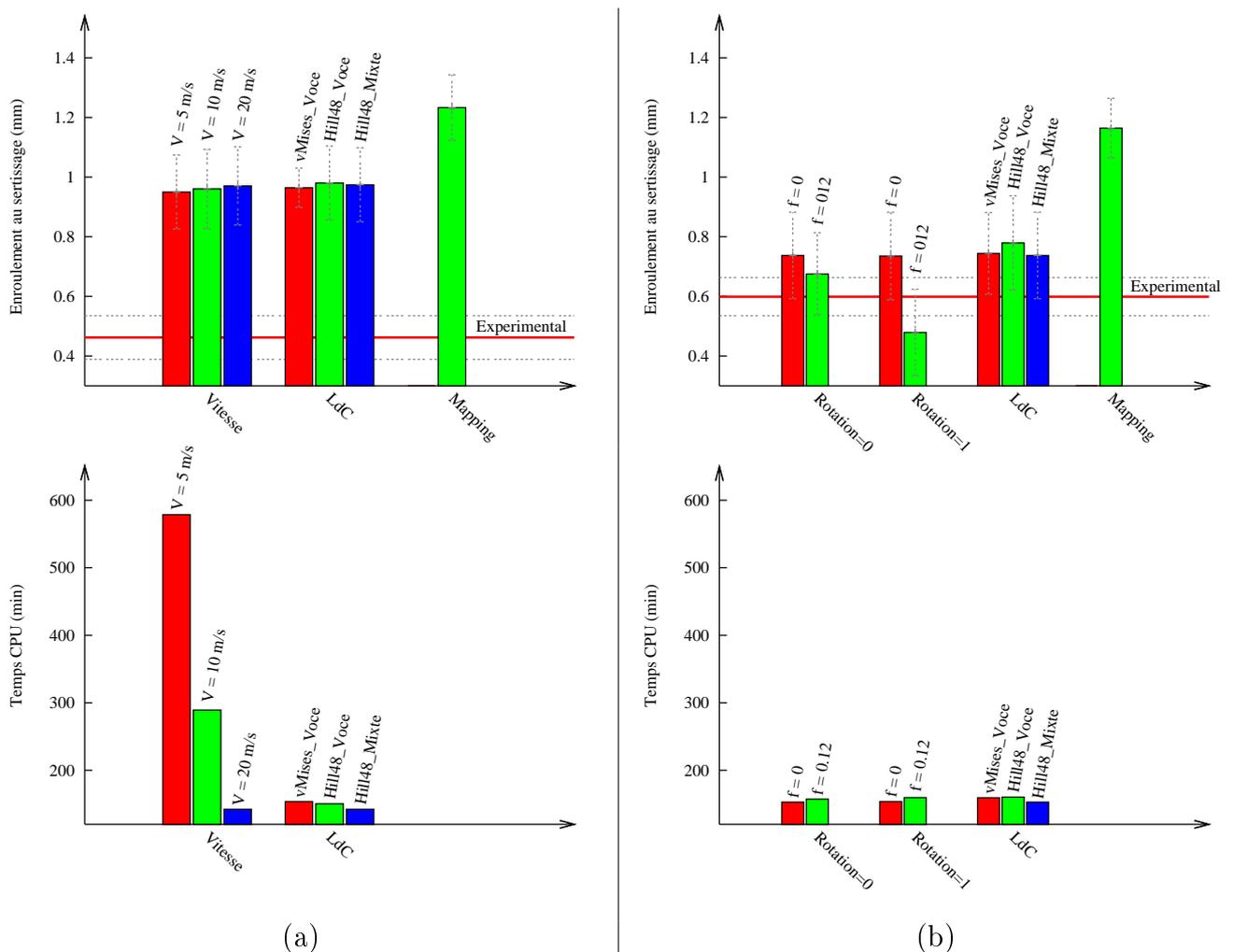


FIG. 5.26 – Influence des différents paramètres sur la valeur moyenne de l'enroulement et le temps CPU nécessaire au sertissage par roulage des configurations a) R1R et b) A1R en alliage d'aluminium.

5.4 Conclusion

Ce chapitre présente les différentes modélisations du sertissage par roulage réalisées avec les codes de calcul éléments finis Abaqus et Pamstamp2G. Les premiers résultats ont montré la faisabilité en adoptant les outils standards des logiciels de simulation, avec toutefois des restrictions d'utilisation. Les géométries présentant de faibles rayons de galbes ou encore des courbures sévères dans le plan, sont des cas particuliers qui deviennent difficiles à simuler sans outil dédié. Le développement d'une version prototype de Pamstamp2G, avec la collaboration de l'entreprise ESI, a permis de mettre en place un outil adapté aux géométries complexes industrielles, en réalisant simplement des mises en donnée. L'objectif de la thèse en terme de développement d'une modélisation du sertissage par roulage est donc atteint avec ce prototype. Les premières simulations sur des géométries simples ont montré des différences marquées entre le procédé de sertissage classique et le procédé de sertissage par roulage. Des valeurs d'enroulement plus faibles que pour le procédé de sertissage classique sont également observées pour cette technique, ce qui est en accord avec les résultats expérimentaux sur les éprouvettes galbées.

L'étude de la vitesse du galet a montré qu'une vitesse imposée au galet de l'ordre de 10 m/s permet de se rapprocher d'une situation quasi-statique, en comparant l'énergie cinétique à l'énergie interne. La vitesse de 20 m/s permet toutefois d'obtenir des enroulements et des angles d'ouverture équivalents en réduisant énormément le temps de calcul. La simulation de l'éprouvette A1R a montré une bonne corrélation des plis qui apparaissent sur les éprouvettes après les essais de présertissage. Les études ont montré que l'utilisation d'un coefficient de frottement égal à 0.12 associée à une rotation libre du galet permet l'obtention d'un enroulement plus faible que pour les autres modélisations. Dans le cas d'un frottement nul, avec ou sans la rotation libre, les prédictions numériques s'éloignent des valeurs expérimentales et montrent une certaine influence de ce paramètre sur l'obtention de la géométrie finale. Les résultats de l'ensemble des cinématiques montrent également une influence très faible sur les valeurs de retour élastique de la tôle après présertissage, comme cela a été observé pour le profilage. La prise en compte de l'anisotropie et de l'effet Bauschinger du matériau n'ont que peu d'influence sur les résultats de l'enroulement. Seule la loi **Hill48_Voce** permet l'obtention de plis plus réalistes sur le bord plié mais un temps de calcul légèrement plus important. Finalement, on remarque que la prise en compte de l'histoire de déformations liée à l'étape de tombage augmente de façon significative l'enroulement au présertissage et que l'apparition des plis sur le bord de l'éprouvette est exagérée.

Chapitre 6

Critère de sertissabilité

6.1 Introduction

Ce chapitre présente les travaux réalisés sur l'endommagement de l'alliage d'aluminium A6016. Cet alliage est sensible, d'une part, à l'apparition de criques pour des déformations plastiques importantes liées à l'ensemble des opérations de mise en forme, et d'autre part, à la diminution de ductilité lors de temps de stockage importants. C'est par exemple le cas pour l'ouvrant en alliage d'aluminium A6016, présenté figure 6.1 où l'on observe une crique sur une zone pliée après présertissage. L'anticipation de l'endommagement sur la zone pliée est essentielle. Dans les cas les plus défavorables, on peut mettre en péril la solidité de l'assemblage lors du crash-test ; la sécurité des occupants du véhicule n'est alors plus assurée, et c'est tout le procédé de l'ouvrant qui doit être redéployé. Prédire la rupture très en amont participe donc à rendre le procédé de sertissage adopté plus fiable.

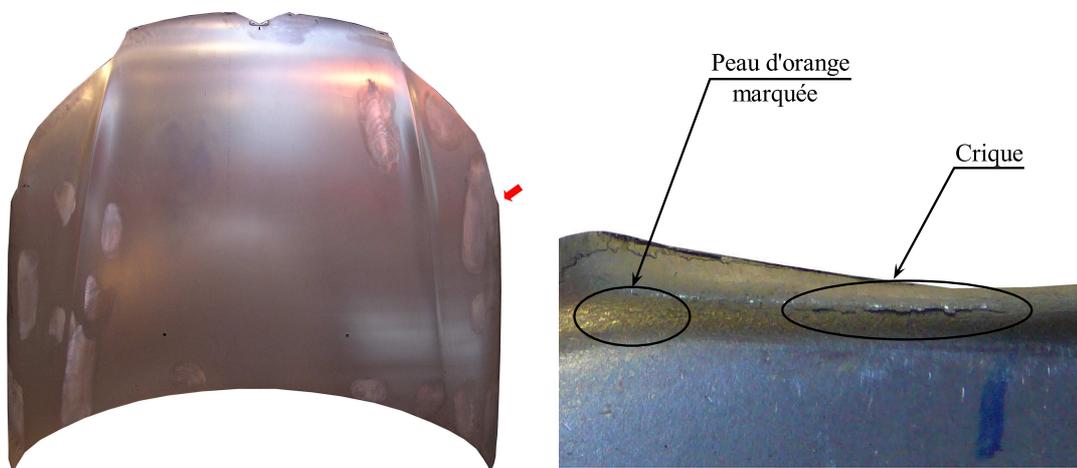


FIG. 6.1 – Photographie du capot X7 en alliage d'aluminium (nouvelle C5) et détail de la zone présentant une crique et une peau d'orange marquée sur la zone pliée après l'étape de présertissage par roulage.

L'apparition de l'endommagement est difficile à anticiper puisqu'il n'existe pas d'outils métiers adaptés à sa prédiction. En effet, l'outil utilisé le plus couramment dans le cas de l'emboutissage, la Courbe Limite de Formage (CLF) possède certaines limitations d'utilisation que le procédé de sertissage ne permet pas de respecter. L'objectif est donc de proposer un modèle numérique pour mettre en évidence l'apparition de l'endommagement en sertissage et de déterminer un critère de sertissabilité des ouvrants. La démarche retenue consiste à utiliser un modèle d'endommagement ductile, afin de reproduire l'évolution de l'aspect de la zone pliée, qui va de la peau d'orange fine à une rupture complète.

La première partie de ce chapitre présente les résultats de la modélisation numérique de l'endommagement ductile sur des applications proches de celle étudiée ici, ainsi que des essais sur des cas de sertissage élémentaires ayant permis de choisir le modèle de comportement le plus adapté à notre étude. La deuxième partie présente les différents essais expérimentaux réalisés pour identifier les paramètres du modèle de Gurson-Tvergaard-Needleman retenu. Différents temps de maturation sont étudiés pour observer l'évolution des propriétés mécaniques de l'alliage au cours du temps. La troisième partie présente la stratégie et les résultats de l'optimisation adoptée pour déterminer les paramètres du modèle d'endommagement. Finalement, la dernière

partie présente les essais expérimentaux qui ont été mis en place pour observer l'apparition de l'endommagement sur des cas représentatifs du procédé de sertissage et ainsi, fournir une base de données suffisante pour la comparaison des observations expérimentales aux simulations numériques menées avec le modèle d'endommagement.

6.2 L'endommagement ductile

6.2.1 Les Courbes Limites de Formage (CLF)

Depuis les travaux de Keeler [48], puis de Goodwin [49], les Courbes Limites de Formage (CLF) ont été utilisées pour caractériser l'aptitude des tôles minces à l'emboutissage. Deux types de CLF sont définies : les CLF à rupture (CLFR) et les CLF à striction (CLFS). Lors des opérations de mise en forme, on cherche à éviter d'atteindre la striction localisée d'où l'introduction de ce deuxième type de CLF. Les CLFS définissent une zone de formabilité sans risque dans le plan ($\varepsilon_{mineure}$, $\varepsilon_{majeure}$) dans lequel $\varepsilon_{majeure}$ est la plus grande déformation dans le plan de la tôle et $\varepsilon_{mineure}$, la plus petite. Pour obtenir expérimentalement les CLF usuelles, les éprouvettes sont déformées de telle sorte que le trajet de déformation reste linéaire. En utilisant un ensemble d'essais allant du cisaillement à l'expansion biaxiale, on peut couvrir dans un diagramme CLF un intervalle important de la déformation $\varepsilon_{mineure}$. De nombreux travaux ont démontré sa pertinence sur le procédé d'emboutissage [50, 51]. Mais ces courbes ont toutefois des limitations ; en effet, les méthodes utilisées pour leur détermination ne permettent pas de prédire les ruptures proches des bords des pièces, des zones de déformations qui ne sont pas dans le plan de tôle (passage de la tôle sur de faibles rayons, par exemple [52]), ainsi que les trajets de déformation non linéaires [53]. Or, le principe même du procédé de sertissage ne permet pas de satisfaire ces restrictions d'utilisation. En effet, l'état de déformation n'est jamais plan, puisque la tôle doit se replier sur elle-même, et les trajets de déformation sont rarement linéaires puisque la tôle a subi, en amont du sertissage, différents procédés de mise en forme (emboutissage, calibrage, détournage, etc.).

La figure 6.2 montre un exemple d'utilisation de CLF dans le cas d'un sertissage classique. Les paramètres géométriques du procédé ont été choisis pour obtenir un rayon sain, sans amorce de fissure. L'éprouvette en alliage d'aluminium A6016 est plane et à bord droit (pas de mise en forme avant la phase de tombage). La zone 1, correspond aux éléments de la zone pliée, la zone 2, à la zone où l'on peut retrouver le défaut de ligne en creux, la zone 3, à la fin de la zone pliée et finalement, la zone 4, hors de cette zone. Le rayon de tombage est de 2 mm et la hauteur de bord de 9 mm, ce qui correspond aux conditions classiquement choisies pour ce matériau et cette configuration. Les éléments de l'assemblage situés sur la zone pliée sont sollicités en traction plane alors que les autres zones sont sollicitées en traction. On peut remarquer que dans ce cas, la CLF prédit une rupture de la structure dès la phase de présertissage dans la zone de forte flexion.

A l'heure actuelle, la validation du sertissage est réalisée par inspection visuelle du bord plié, quantifiée par une caractérisation de l'état de surface [54]. En dessous d'un certain seuil, cet aspect est jugé acceptable (peau d'orange modérée) et au-delà, des fissures ou une peau d'orange prononcée provoquent le rebut de la pièce. Une prédiction de l'endommagement paraît donc plus adaptée qu'un critère de rupture. Les paragraphes suivants présentent les modèles d'endommagement ductile fréquemment utilisés dans le domaine de la mise en forme.

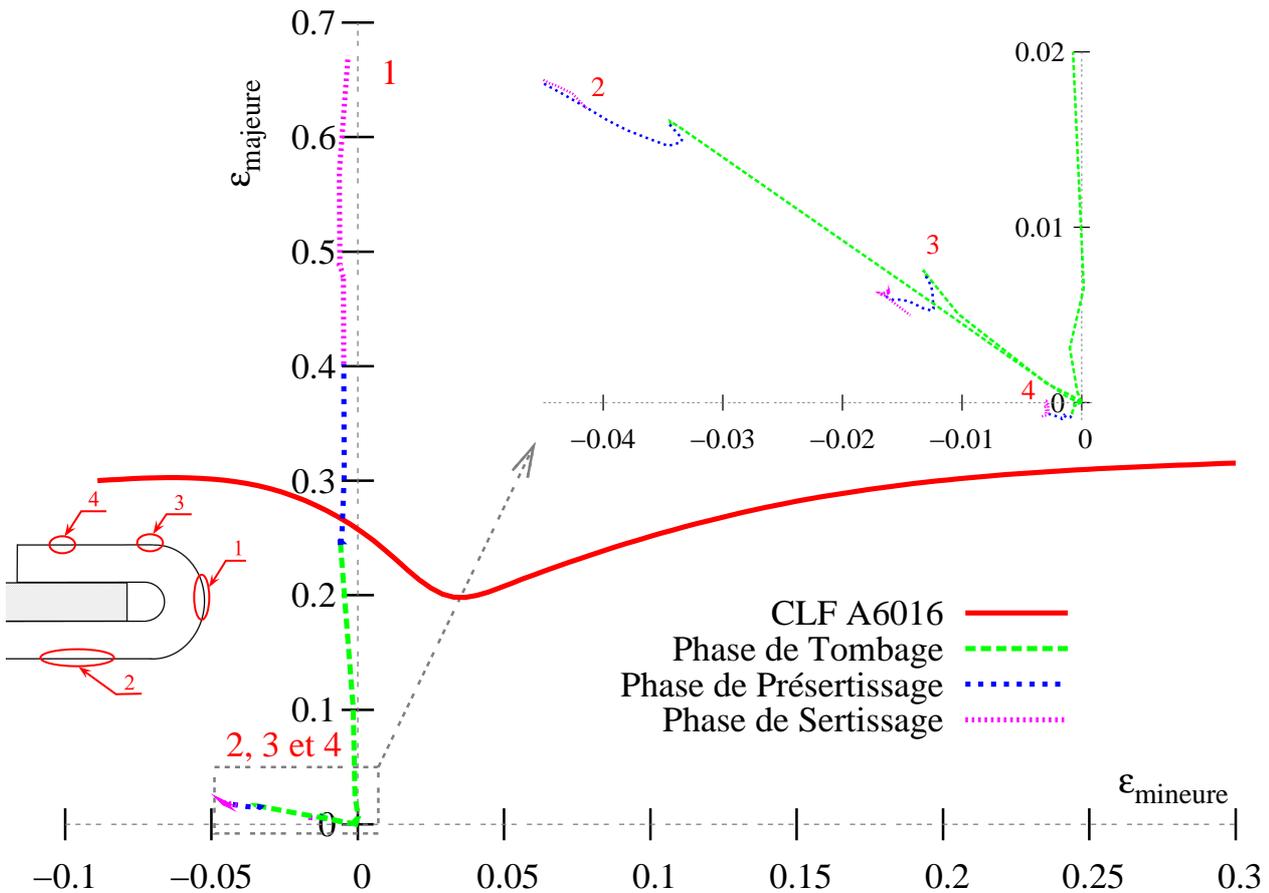


FIG. 6.2 – Schéma des zones du sertissage plat utilisées pour l'étude des trajets de déformation du sertissage pour différentes zones sur la Courbe Limite de Formage (CLF : donnée PSA Peugeot Citroën) de l'alliage d'aluminium A6016.

6.2.2 Modèle de Lemaitre

Dans le modèle de Lemaitre [55], fondé sur le concept de contrainte effective, l'endommagement est caractérisé par une variable D_n dont les valeurs sont comprises entre 0 et 1. Cette valeur correspond à la rupture certaine du matériau, qui peut aussi se présenter pour des valeurs inférieures (D_c). Dans le cas général, les fissures et les vides sont orientés et D_n est une fonction de l'orientation de la facette \vec{n} (Figure 6.3). Selon l'hypothèse d'anisotropie adoptée, la variable D_n peut être un tenseur de différents ordres [56]. D'un point de vue physique, la variable est définie comme l'aire des fissures et des cavités par unité de surface coupée par le plan normal à \vec{n} . Dans le cas de l'endommagement isotrope, la variable scalaire d'endommagement s'écrit tout simplement D .

Soit une section quelconque d'aire S qui contient une aire S^* de vides (Figure 6.3), soumise à un essai de traction uniaxiale piloté par la charge F . La contrainte effective peut s'écrire :

$$\sigma_{eff} = \frac{F}{S - S^*} = \frac{\sigma}{(1 - D)} \quad (6.1)$$

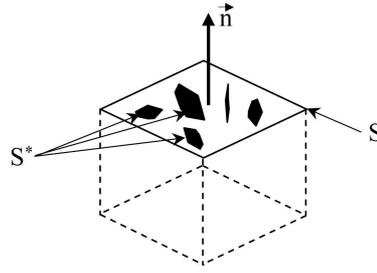


FIG. 6.3 – Coupe schématique d'un élément de matière endommagé.

Dans le cas d'un comportement élastique linéaire du matériau (module d'Young E), le module d'élasticité apparent E_D est modifié par cet endommagement et devient :

$$E_D = E(1 - D) \quad (6.2)$$

Le comportement d'un matériau endommagé est représenté par les lois de comportement d'un matériau vierge de tout endommagement dont la contrainte est simplement remplacée par la contrainte effective. Toutefois, l'hypothèse de l'isotropie de l'endommagement conduit à observer le même effet mécanique des cavités et des micro-fissures en traction et en compression. Ceci n'étant généralement pas observé dans la réalité, le modèle et les hypothèses associées ne peuvent s'appliquer qu'à des cas où les états de compression sont faibles et négligeables.

Ce modèle a été utilisée dans le cas du procédé de sertissage [6]. Ce travail a mis en évidence une évolution importante du paramètre D dans la zone pliée en corrélation avec la dégradation importante de cette zone, observée expérimentalement. Dans cette étude, le modèle de Gurson-Tvergaard-Needleman a été retenu car il intègre une dépendance de la surface de charge à la fraction volumique de porosités f_t . Cette variable pourrait être corrélée à l'aspect de la zone pliée et décrire l'aspect graduel de la peau d'orange fine à la rupture.

6.2.3 Modèle de Gurson-Tvergaard-Needleman (GTN)

Le modèle de Gurson [57] représente un matériau comportant des vides pour un milieu poreux avec une distribution uniforme de vides (matériau homogène et isotrope). L'endommagement est couplé à la plasticité, contrairement à la façon dont est utilisé le modèle de Lemaitre dans les travaux antérieurs sur le sertissage [6]. Le modèle utilisé dans cette étude est le modèle de GTN, modifié de manière à prendre en compte l'anisotropie initiale du matériau via le critère de Hill 1948 (Equation 2.17, chapitre 2). Il tient compte d'un comportement elastoviscoplastique et intègre l'évolution des porosités dans le matériau. La surface de charge s'exprime à l'aide de la fonction de charge $\Phi(\boldsymbol{\sigma}, R, f_t^*)$ qui dépend du tenseur de contraintes de Cauchy $\boldsymbol{\sigma}$, d'une variable scalaire d'érouissage isotrope R et de la fraction volumique effective des porosités f_t^* , également scalaire. Pour vérifier la pertinence de cette approche et limiter le nombre de paramètres à identifier, l'érouissage est considéré uniquement isotrope. La fonction de charge s'écrit :

$$\Phi(\boldsymbol{\sigma}, R, f_t^*) = \left(\frac{\sigma_{eq}}{\sigma_y} \right)^2 + 2q_1 f_t^* \cosh \left(\frac{q_2 \text{tr}(\boldsymbol{\sigma})}{2 \sigma_y} \right) - (1 + q_3 f_t^{*2}) \quad (6.3)$$

avec :

- f_t^* la fraction volumique effective des porosités,
- σ_{eq} la contrainte équivalente au sens de Hill48,
- \mathbf{S} la partie déviatoire du tenseur des contraintes $\boldsymbol{\sigma}$,
- \mathbf{H} le tenseur de Hill d'ordre 4,
- σ_y la contrainte d'écoulement du matériau ($\sigma_y = \sigma_0 + R$),
- $tr(\boldsymbol{\sigma})$ la trace du tenseur des contraintes de Cauchy $\boldsymbol{\sigma}$.

Les trois paramètres matériau q_1 , q_2 et q_3 ont été introduits par Tvergaard dans le critère de plasticité [58]. Ils permettent de tenir compte de l'interaction possible des cavités [58]. Ils sont généralement déterminés à partir de calculs sur des cellules élémentaires (une seule cavité dans le volume représente la fraction volumique de cavités dans la matrice). On les prendra égaux à l'unité pour une matrice rigide parfaitement plastique, où la déformation autour d'une cavité est symétrique. Cependant, en considérant un matériau ayant une distribution périodique de cavités sphériques et cylindriques, un meilleur accord est obtenu en posant $q_1=1.5$, $q_2=1$ et $q_3=q_1^2$. Le paramètre q_1 a un sens physique, puisque pour $\sigma=0$, c'est à dire l'instant de la rupture, $q_1 = 1/f_r$, avec f_r , la fraction volumique de porosités à rupture.

Les lois d'évolution des variables internes sont définies à partir d'un potentiel viscoplastique $\Omega(\boldsymbol{\sigma}, \sigma_y)$ de type Norton :

$$\Omega(\boldsymbol{\sigma}, \sigma_y) = \frac{K_v}{n_v + 1} \left(\frac{\max(0, \Phi^*)}{K_v} \right)^{n_v + 1} \quad \text{et} \quad \Phi^* = \sigma_y \left(\sqrt{\Phi + 1} - 1 \right) \quad (6.4)$$

avec :

- Φ^* le potentiel réduit tel que le critère est homogène à une contrainte et équivalent au critère de von Mises quand $f_t^* = 0$,
- K_v un coefficient de pondération de la partie visqueuse de la contrainte,
- n_v le coefficient de sensibilité à la vitesse de déformation.

Le tenseur des vitesses de déformation plastique $\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^{vp}$ est déterminé à partir de la règle de normalité pour un matériau standard généralisé :

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^{vp} = \frac{\partial \Omega}{\partial \boldsymbol{\sigma}} = \frac{\partial \Omega}{\partial \Phi^*} \frac{\partial \Phi^*}{\partial \boldsymbol{\sigma}} = \dot{\lambda} \left(\frac{\partial \Phi^*}{\partial \sigma_{eq}} \frac{\partial \sigma_{eq}}{\partial \boldsymbol{\sigma}} + \frac{\partial \Phi^*}{\partial \sigma_H} \frac{\partial \sigma_H}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \right) \quad \text{avec} \quad \sigma_H = \frac{1}{3} \boldsymbol{\sigma} : \mathbf{I} \quad (6.5)$$

d'où :

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^{vp} = \dot{\lambda} \left[\frac{3}{\sigma_y^2} \mathbf{S} + \frac{f_t}{\sigma_y} q_1 q_2 \sinh \left(\frac{q_2}{2} \frac{tr(\boldsymbol{\sigma})}{\sigma_y} \right) \mathbf{I} \right] \quad (6.6)$$

L'écoulement isotrope est décrit par une loi saturante de type Voce. Cependant, cette saturation conduit à une localisation précoce de la déformation et un terme linéaire H_l a été ajouté pour obtenir un écoulement positif pour des déformations $\varepsilon^{vp} > 0.2$ [59].

$$\sigma_y = \sigma_0 + R = \sigma_0 + Q_\infty[1 - \exp(-bp)] + H_t p \quad \text{avec} \quad p = \int_0^t \frac{\dot{\epsilon}^{vp} : \boldsymbol{\sigma}}{(1 - f_t^*)\sigma_y} dt \quad (6.7)$$

La définition de la déformation plastique équivalente p vient de la conservation du travail plastique de la matrice [60] :

$$(1 - f_t^*) \dot{p} \sigma_y = \dot{\epsilon}^{vp} : \boldsymbol{\sigma} \quad (6.8)$$

Dans ce modèle, la variation de la fraction volumique de porosités du matériau est liée à la germination f_n et à l'accroissement f_g des cavités :

$$\dot{f}_t = \dot{f}_n + \dot{f}_g \quad (6.9)$$

La germination des cavités peut être liée à la rupture des inclusions présentes dans le matériau ou à la décohésion particule/matrice. Celle-ci peut être décrite par la loi de Chu et Needleman [61] où la germination est contrôlée par la déformation viscoplastique :

$$\dot{f}_n = A_N \exp \left[-\frac{1}{2} \left(\frac{p - \varepsilon_N}{S_N} \right)^2 \right] \dot{p} \quad \text{avec} \quad A_N = \frac{f_N}{S_N \sqrt{2\pi}} \quad (6.10)$$

avec :

- f_N la fraction volumique d'inclusions pouvant participer à la germination,
- ε_N la déformation plastique pour laquelle 50% des inclusions participent à la germination,
- S_N l'écart type de la distribution.

La figure 6.4 illustre la distribution statistique de la germination où pour $\varepsilon^p = \varepsilon_N$ la moitié des inclusions a participé à la germination.

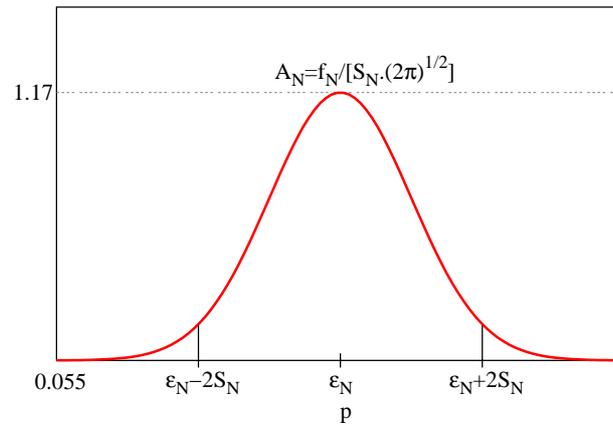


FIG. 6.4 – Évolution de la germination en gaussienne de Chu et Needleman avec $\varepsilon_N = 0.185$, $f_N = 0.095$ et $S_N = 0.0325$.

La croissance des cavités résulte de la déformation viscoplastique de la matrice. Un modèle basé sur la conservation de la masse en considérant l'incompressibilité de la matrice est généralement adopté. L'évolution de la fraction volumique de porosités f_g peut alors s'écrire :

$$\dot{f}_g = (1 - f_t) \text{tr}(\dot{\epsilon}^{vp}) \quad (6.11)$$

La croissance des cavités dépend du taux de triaxialité χ , défini par le rapport σ_H/σ_{eq} . La figure 6.5 représente l'évolution de la contrainte équivalente rapportée à la contrainte d'écoulement en fonction du taux de triaxialité pour différentes valeurs de f_t .

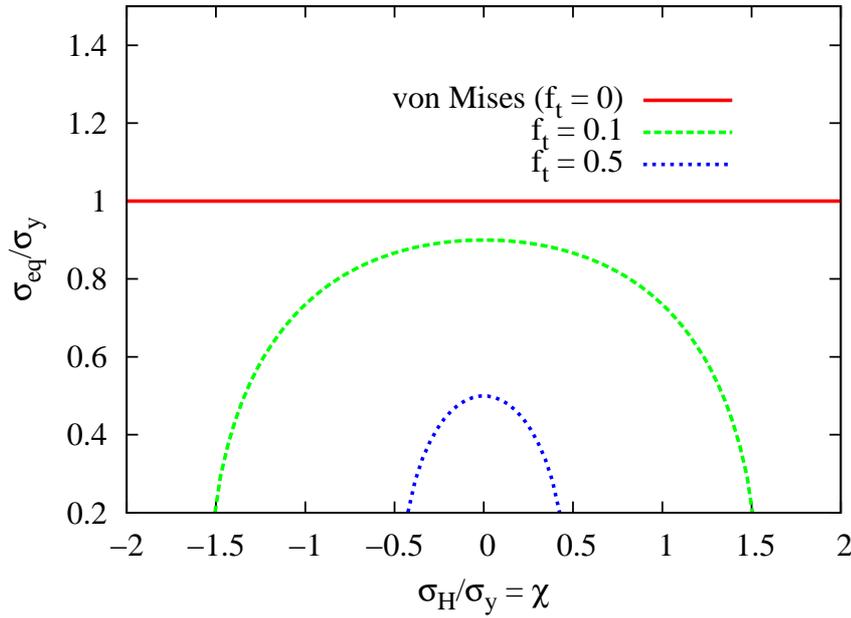


FIG. 6.5 – Influence de la porosité f_t sur la contrainte équivalente rapportée à la contrainte d'écoulement en fonction du taux de triaxialité.

Le stade ultime de la rupture ductile est la coalescence des cavités. Les ligaments de matière qui subsistent entre les cavités se comportent comme des micro-éprouvettes de traction, avec la coalescence qui correspond à une striction. Pour prendre en compte l'influence de cette coalescence sur le comportement mécanique, une porosité effective f_t^* a été proposée [62]. La condition de coalescence est donnée par la fraction volumique de porosités critique f_{tc} , la fraction volumique de porosités est modifiée lorsqu'on atteint ce seuil critique :

$$f_t^* = \begin{cases} f_t & \text{si } f_t \leq f_{tc} \\ f_t + \delta(f_t - f_{tc}) & \text{sinon} \end{cases} \quad (6.12)$$

δ est le paramètre régissant la vitesse d'augmentation du taux de fraction volumique dans le matériau. Pour une valeur de $f_t = f_{tc}$, la porosité effective f_t^* croît plus vite que la valeur f_t , ce qui peut être assimilé à une amorce de coalescence (Figure 6.6-(c)). La figure 6.6-(a,b) montre un exemple d'utilisation de la coalescence dans le modèle GTN pour un essai de traction uniaxiale. Les paramètres d'écrouissage et d'endommagement sont égaux à $f_N=0.095$, $\varepsilon_N=0.185$,

$S_N=0.0325$, $q_1=1.5$, $q_2=1$ et $q_3=q_1^2$. Le début de la coalescence a lieu pour $f_{tc} = 0.04$ avec $\delta = 0$ (pas de coalescence), $\delta = 5$ et $\delta = 20$. On observe bien un adoucissement lorsque la porosité critique f_{tc} est atteinte et une influence importante du comportement mécanique à la valeur de δ .

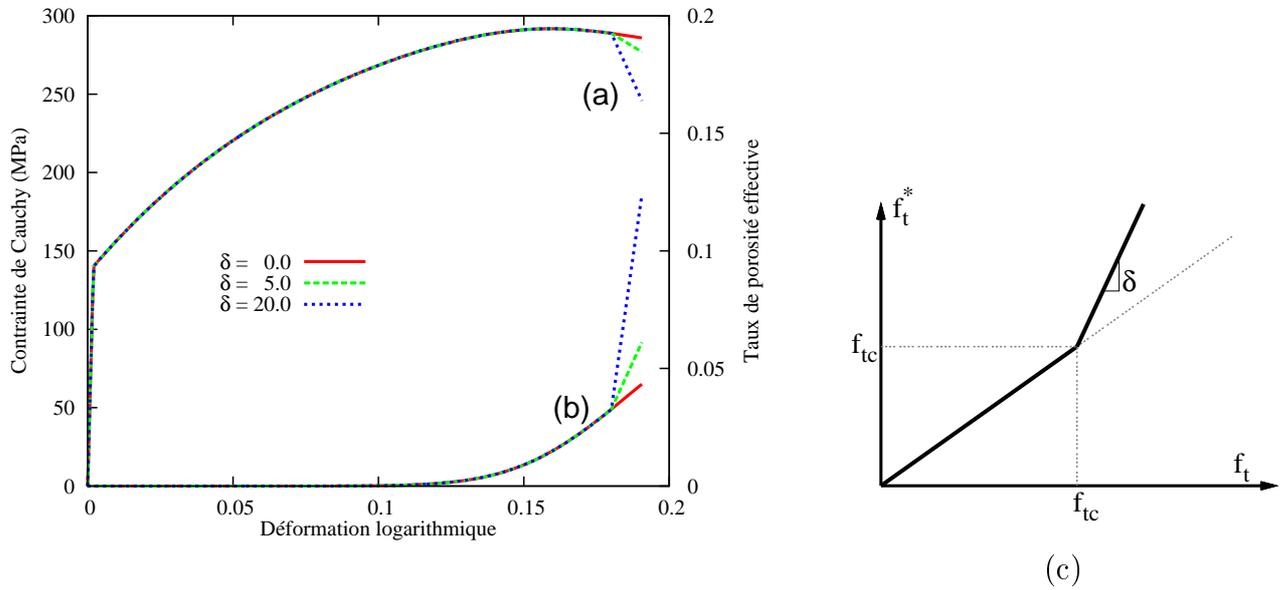


FIG. 6.6 – Influence de la coalescence a) sur la courbe contrainte-déformation et b) sur l'évolution de la porosité effective pour un essai de traction uniaxiale ; c) Évolution de la porosité effective en fonction de la valeur de la porosité totale.

6.2.4 Applications du modèle de GTN

Bacha et al [63] se sont intéressés à la modélisation d'une éprouvette de traction, de section uniforme, en alliage d'aluminium de la série 6000. Dans ce cas, de façon à modéliser à la fois les opérations d'emboutissage et de découpe, l'identification de la loi de comportement a été réalisée pour des déformations locales supérieures à 1. Les essais de traction, simple à mettre en place expérimentalement, permettent d'obtenir ces plages de déformations. Toutefois, la modélisation du comportement jusqu'à striction et la comparaison avec l'essai expérimental font intervenir dans une section rectangulaire des gradients de la déformation plastique équivalente ou du taux de triaxialité importants. Ces gradients sont d'ailleurs supérieurs à ceux observés dans les éprouvettes de section circulaire et la correction de Bridgman [64], adaptée à cette géométrie, sous-estime légèrement ces valeurs [63]. La figure 6.7 montre la géométrie d'un quart de l'éprouvette dans la zone de striction calculée par éléments finis, ainsi que la distribution de la déformation plastique équivalente et du taux de triaxialité, obtenues sur toute la section de l'éprouvette après l'apparition de la striction.

Cette striction est initiée par une réduction locale de l'épaisseur comme le montre la figure 6.8. La géométrie adoptée est celle des travaux de Zhang et al. [65]. Il est toutefois très difficile d'obtenir une striction numérique au même instant que pour les essais expérimentaux lié à l'influence de la géométrie du défaut initial adopté.

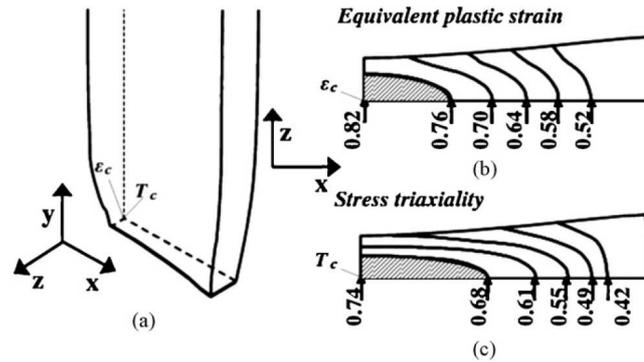


FIG. 6.7 – Gradient de la déformation plastique équivalente et du taux de triaxialité dans une section rectangulaire d’une éprouvette, à l’apparition de la striction [63].

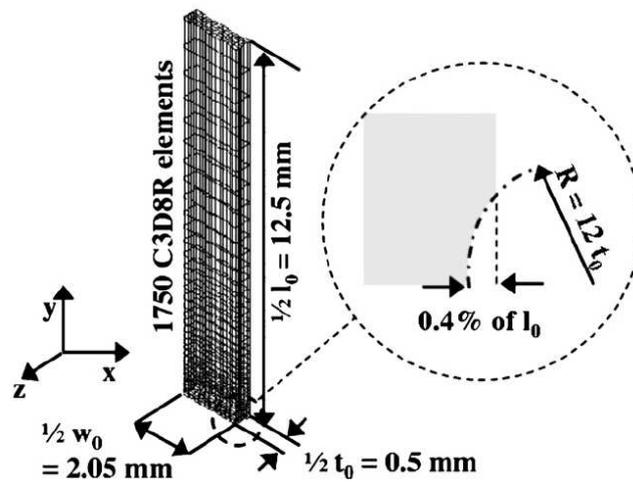


FIG. 6.8 – Représentation du défaut réalisé sur l’éprouvette pour initier la striction numérique [63].

Les travaux de Oh et al [66] présentent l’application du modèle de GTN sur un acier utilisé pour la fabrication des pipelines. Les essais et les simulations ont été réalisés sur des barres droites, entaillées avec trois valeurs différentes de rayons d’entaille. N’étant pas intégré en standard dans Abaqus, le modèle GTN a été développé dans le logiciel afin de prendre en compte la coalescence des porosités. Les paramètres de la loi ont des valeurs couramment utilisées sur des alliages similaires ($f_N=1.8.10^{-4}$ et 0, $\varepsilon_N=0.3$, $S_N=0.1$ et $f_0^1=12.5.10^{-5}$). Ces paramètres ont été validés en comparant les essais et les simulations qui représentent correctement l’allure des courbes expérimentales (Figure 6.9-(a)). Mais les auteurs soulignent le fait que les résultats sont fortement dépendants de la taille de maille.

Dans la même étude, d’autres éprouvettes ont été simulées à l’aide d’éléments volumiques. Les éléments fins ont une longueur caractéristique de 0.15 mm. Les auteurs ont testé le modèle pour une pré-déformation de 0.05 et 0.1. Les résultats montrent une bonne représentation de l’adoucissement final (Figure 6.9-(b)).

¹ f_0 représente la porosité initiale du matériau obtenue après fonderie, extrusion, etc.

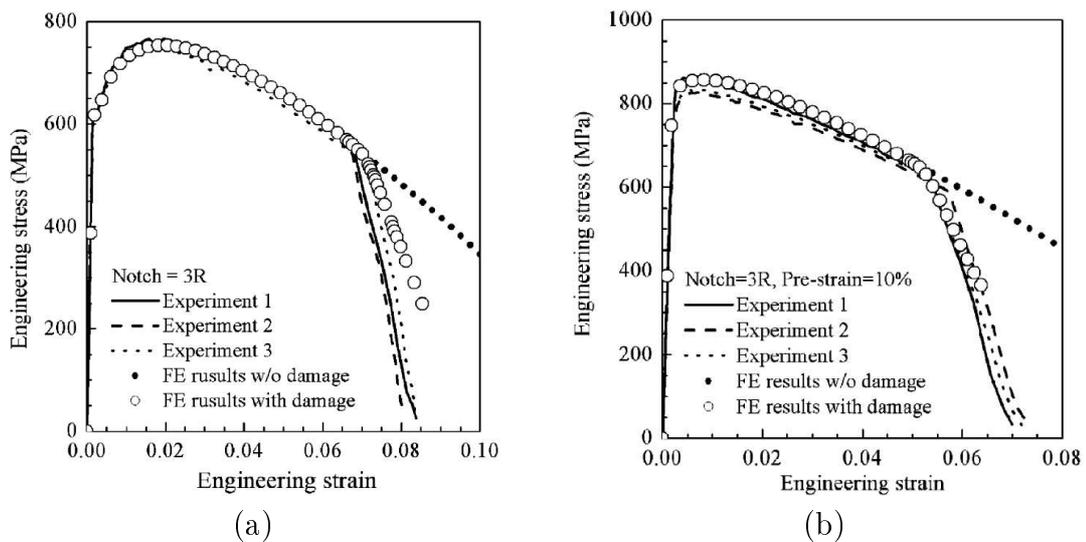


FIG. 6.9 – Comparaison des essais expérimentaux et des simulations avec et sans endommagement sur une éprouvette entaillée a) initialement saine et b) préalablement déformée à 0.1 [66].

Che et al. [67] ont mené une étude sur la capacité d'absorption d'énergie lors d'un crash d'une pièce de structure d'un véhicule. Cette étude démontre que, dans ce cas, le comportement lors de l'endommagement de l'alliage d'aluminium (A6014) dépend fortement du taux de triaxialité. Les paramètres de la loi de Gurson et de Johnson-Cook ont été déterminés par optimisation inverse en modélisant les différentes éprouvettes entaillées avec Abaqus Explicit. Abaqus ne permettant pas le couplage du modèle d'endommagement avec l'anisotropie de la matrice, les identifications des paramètres des lois ont été réalisées séparément. Les résultats obtenus sur la compression de la pièce montrent bien une sensibilité à la taille de maille sur la réponse de la structure soumise à la compression (Figure 6.10).

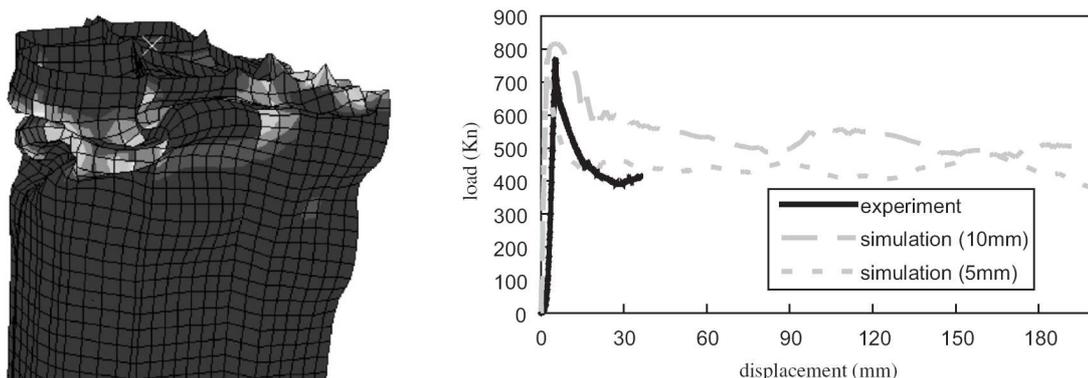


FIG. 6.10 – Déformée de la pièce de structure après compression et comparaison des résultats obtenus en simulation avec deux tailles de maille [67].

Comme nous l'avons vu, l'endommagement des matériaux ductiles requiert l'emploi de lois de comportement présentant, lors d'un essai de traction uniaxiale par exemple, une courbe force-déplacement qui décroît. Cette caractéristique induit de nombreux problèmes numériques : les relations gouvernant l'équilibre, ou le mouvement, deviennent mal posées. Les déformations se

localisent dans une zone de volume faible ou nul entraînant une rupture sans énergie dissipée. Enfin, les calculs par éléments finis souffrent d'une forte sensibilité aux maillages [66, 67]. Ces difficultés ont été contournées par l'emploi de formulations non locales. Il existe plusieurs types de formulations conduisant à une implantation plus ou moins facile dans les codes industriels classiques. Parmi les méthodes existantes [68], on peut citer, par exemple, les formulations intégrant un taux de plasticité limité [69] ou encore celles utilisant un gradient implicite [62].

Jackiewicz et Kuna [70] ont appliqué cette dernière technique au modèle de GTN. Le but étant de représenter les interactions entre les grains et les cavités microscopiques voisines et de réduire la sensibilité au maillage de la prédiction numérique de l'endommagement. Pour la distribution fortement inhomogène des déformations et des contraintes dans la structure au cours du calcul, ils ont appliqué une solution numérique utilisant la régulation de certaines variables internes en réalisant des moyennes des valeurs $\langle \cdot(\mathbf{x}) \rangle$ aux points d'intégration voisins, moyenne réalisée à l'aide de « fonctions poids » (équations (6.13) et (6.14)) :

$$\langle \cdot(\mathbf{x}) \rangle = \frac{1}{V_R(\mathbf{x})} \int_{V_R(\mathbf{x})} \alpha(\mathbf{s}) [\cdot(\mathbf{x} + \mathbf{s})] \mathbf{dV}(\mathbf{s}) \quad (6.13)$$

avec $\alpha(\mathbf{s})$ la fonction poids :

$$\alpha(\mathbf{s}) = \frac{e^{-(k|\mathbf{s}|/l_c)^2} - e^{-k^2}}{1 - e^{-k^2}} \quad (6.14)$$

\mathbf{x} est le vecteur position du centre du volume représentatif $V_R(\mathbf{x})$, \mathbf{s} la distance entre M, un point de $V_R(\mathbf{x})$ et \mathbf{x} . $k = 2$ ou $k = (6\sqrt{\pi})^{\frac{1}{3}}$ pour les domaines qui sont, respectivement, en 2D ou en 3D. La surface de charge s'écrit alors :

$$\Phi = \left(\frac{\sigma_{eq}}{\langle \sigma_y \rangle_{N-L}} \right)^2 + 2q_1 \langle f_t^* \rangle_{N-L} \cosh \left(\frac{1}{2} q_2 \frac{tr(\boldsymbol{\sigma})}{\langle \sigma_y \rangle_{N-L}} \right) - (1 + q_3 \langle f_t^* \rangle_{N-L}^2) \quad (6.15)$$

Les auteurs ont appliqué ce modèle à une éprouvette entaillée modélisée avec des éléments volumiques en faisant varier la taille de maille entre deux simulations (entre 694 et 2603 éléments) et en utilisant deux jeux différents de coefficients d'endommagement. Ils montrent alors de faibles variations de la force de réaction lors d'un essai de traction en fonction du maillage adopté. Ces modèles sont toutefois lourds à mettre en place puisque la résolution du système nécessite le stockage, puis l'utilisation des valeurs des variables internes aux points d'intégration voisins afin de permettre la régulation des gradients importants.

6.3 Les essais expérimentaux

6.3.1 Mesure de l'aspect du bord serti

Des essais de sertissage ont été réalisés par PSA Peugeot Citroën afin de déterminer les paramètres influençant l'apparition de l'endommagement au cours du procédé de sertissage. Ces essais ont également servi à la construction d'une base expérimentale pour mesurer graduellement l'endommagement de la zone pliée sur des éprouvettes simples. L'essai de sertissage sur éprouvettes planes est présenté figure 6.11. L'objectif de cet essai est de déterminer l'influence de la prédéformation, du sens de laminage et du rayon de tombage R_t sur l'apparition de l'endommagement. Les valeurs de prédéformation ont été déterminées à partir de l'analyse de simulation d'emboutissage d'ouvrants automobiles. Les déformations plastiques équivalentes observées sur les zones correspondant à la ligne de sertissage varient entre 0 et 0.15. Cette dernière valeur est située aux endroits où le risque d'apparition de criques est le plus grand (coins de capot, par exemple).

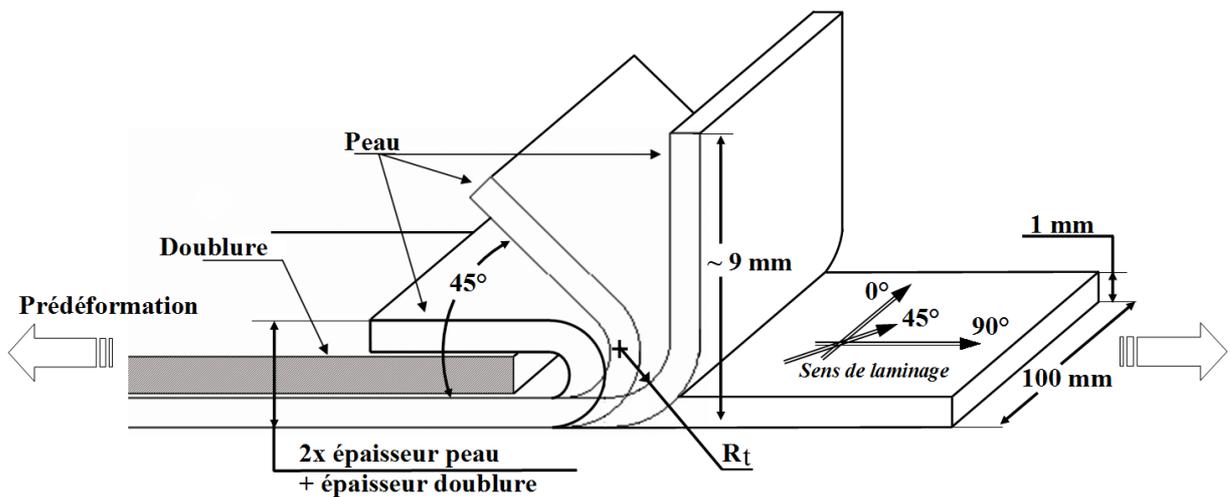


FIG. 6.11 – Schématisation de l'essai de sertissage pour la mesure de l'endommagement de la zone pliée.

La prédéformation imposée en traction est égale respectivement à 0.05, 0.1, 0.13 et 0.16. Des essais sont également réalisés sans prédéformation pour servir de référence. La prédéformation est obtenue sur une machine de traction dont la déformation est contrôlée par un extensomètre et les éprouvettes sont découpées dans la zone de déformation homogène présentée sur la figure 6.12.

La phase de tombage a été réalisée pour différents rayons de tombage, à savoir $R_t = 0.7, 1.2, 1.5$ et 2 mm. Cette dernière valeur est celle couramment utilisée dans la production des ouvrants en alliage d'aluminium puisqu'elle permet de limiter l'effet de l'endommagement. La valeur de 0.7 mm est généralement utilisée pour les ouvrants en acier, dont les propriétés mécaniques conduisent à un endommagement limité. Les essais ont été réalisés trois fois pour s'assurer de la bonne reproductibilité.

L'évaluation de l'endommagement est réalisée visuellement par des experts et complétée par des mesures de rugosités dans la zone pliée (Figure 6.13). Trois lignes de mesure (P1, P2 et

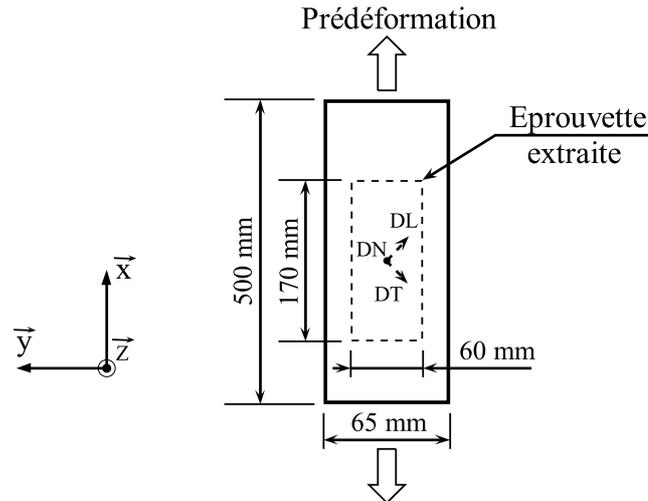


FIG. 6.12 – Dimensions de l'éprouvette de sertissage extraite de l'éprouvette prédéformée en traction.

P3) sont utilisées pour réaliser une moyenne de la rugosité obtenue. Ces valeurs moyennes sont ensuite associées à celles de l'expert afin d'établir une notation de l'aspect. L'échelle de notation varie de 0 à 10, 0 correspond à une rupture complète et 10, à une peau d'orange fine sur le rayon. La note 5 représente la limite d'acceptation du bord serti et correspond à une crique localisée, très difficilement visible à l'œil nu, comme le montre la figure 6.14.

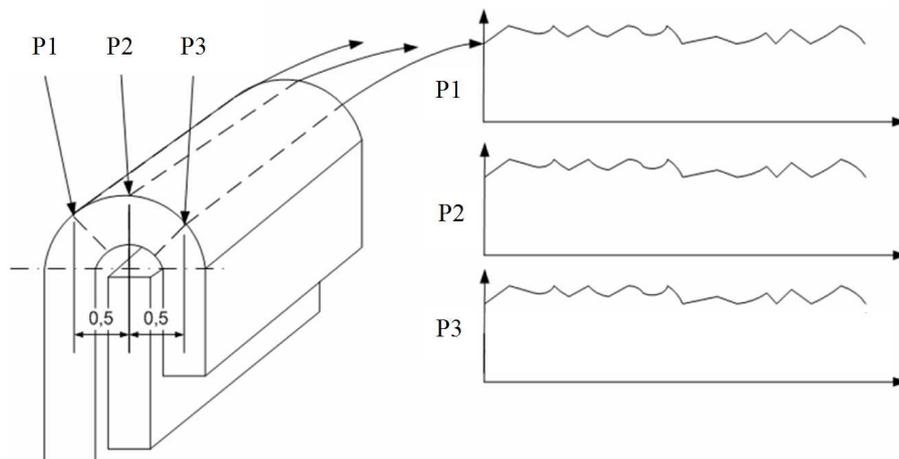


FIG. 6.13 – Schématisation de la mesure de rugosité permettant de quantifier l'importance de l'endommagement.

Un exemple de résultats obtenus sur une série d'essais est présenté dans le tableau 6.1. On constate que l'orientation de l'éprouvette est un paramètre influençant fortement l'apparition de l'endommagement sur la zone pliée. L'orientation de la tôle à 45° par rapport à la ligne de sertissage est d'ailleurs le cas le plus défavorable. Ce résultat est cohérent avec les défauts observés sur les ouvrants où l'on retrouve la plupart des cas de criques dans les coins de capot dont l'orientation de la tôle correspond environ à 45° par rapport à DL. Les résultats montrent également que la prédéformation accentue le niveau d'endommagement, quelques soient les paramètres géométriques du procédé. Ce phénomène est plus marqué pour des prédéformations

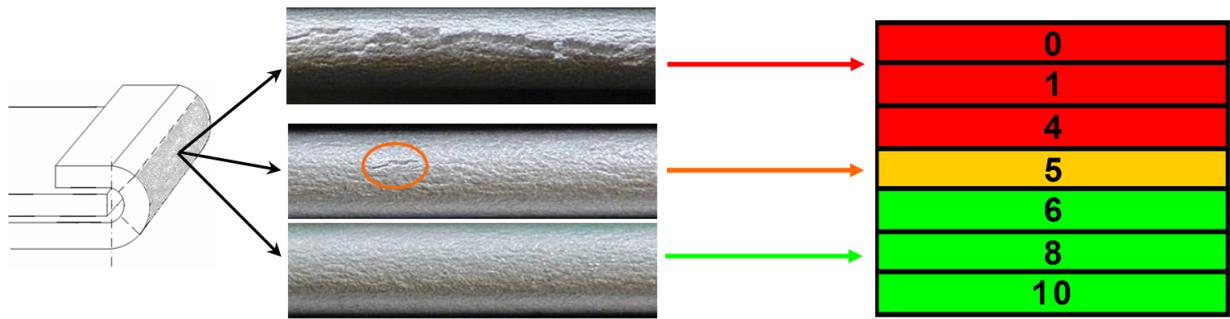


FIG. 6.14 – Exemple de notation associée à différents aspects de la zone pliée.

supérieures à 0.05. Les faibles valeurs de R_t ont également tendance à favoriser l'apparition de l'endommagement mais l'influence est moindre que celle des paramètres précédents. Cette étude a également montré que le temps de maturation du matériau joue un rôle dans l'apparition de l'endommagement dans le cas de l'alliage d'aluminium.

TAB. 6.1 – Exemple des résultats obtenus lors de la campagne d'essais de sertissage sur l'alliage d'aluminium A6016.

Tps maturation (j) - équivalent σ_0 (MPa)	Orientation /DL	Prédéformation					
		0		0.105		0.162	
		R_t (mm)					
		0.7	2	0.7	2	0.7	2
Notation							
14 - 137	90°	8	8	6 ± 1	8	3 ± 1	7 ± 1
78 - 153		8	8	1	5 ± 1	1	3 ± 1
85 - 155	45°	6 ± 1	4 ± 1	1	1	0	1

Ces essais soulignent l'importance de la prise en compte de l'anisotropie plastique, du temps de maturation et du rayon de tombage dans le modèle d'endommagement. Ainsi, les essais sur éprouvettes ont été réalisés suivant différentes orientations de la sollicitation par rapport à la DL. Ces essais ont également été réalisés pour deux temps de maturation différents afin d'observer l'évolution des propriétés mécaniques de l'alliage d'aluminium A6106 au cours du temps. Les essais mécaniques sont décrits dans les paragraphes suivants.

6.3.2 Taux de triaxialité des essais

L'identification des paramètres du modèle d'endommagement nécessite de disposer d'essais possédant des taux de triaxialité semblables à ceux rencontrés au cours du procédé de sertissage. Une simulation numérique du sertissage d'une éprouvette plane à bord rectiligne a montré que les taux de triaxialité atteints dans les éléments situés dans la zone pliée sont situés entre 0 et 0.34 au présertissage et entre 0.55 et 0.68 au sertissage (figure 6.15). Les taux de triaxialité négatifs que l'on observe sur les éléments voisins de la zone pliée, traduisent des états de compression à ces endroits. C'est d'ailleurs dans les zones à fort taux de triaxialité

positif que l'on observe un endommagement.

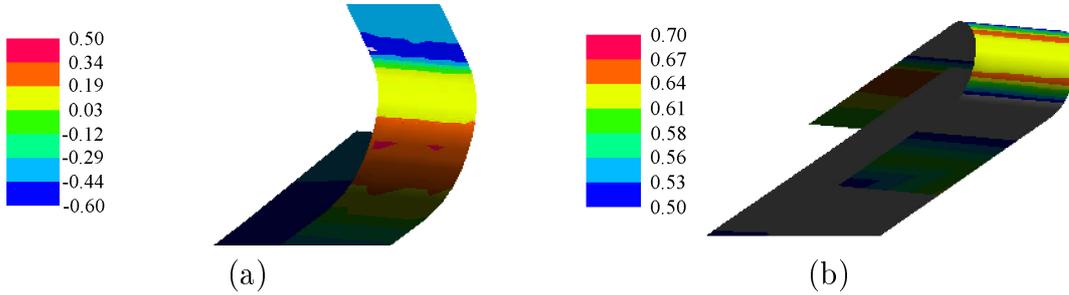


FIG. 6.15 – Taux de triaxialité sur la zone pliée (surface extérieure) à la fin a) du présertissage et b) du sertissage.

Les essais expérimentaux réalisés pour l'identification des paramètres du modèle d'endommagement ont donc été sélectionnés en fonction de leur taux de triaxialité et des moyens à notre disposition. Les essais de traction uniaxiale constituent le premier type d'essais. Le tenseur des contraintes pour cet essai est égal à :

$$\boldsymbol{\sigma} = \begin{bmatrix} \sigma_{11} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad \begin{aligned} \sigma_H &= \frac{\sigma_{11}}{3} \\ \sigma_{eq} &= \sigma_{11} \end{aligned} \quad (6.16)$$

On obtient alors un taux de triaxialité $\chi = 1/3$, ce qui correspond au taux de triaxialité atteint à la fin du présertissage. Le deuxième type d'essai est un essai de traction sur des éprouvettes entaillées dont les dimensions, présentées figure 6.16-(a), conduisent à l'obtention d'un taux de triaxialité maximum pour des tôles minces [71]. La figure 6.16-(b) montre l'évolution du taux de triaxialité obtenu pour cette géométrie par un calcul éléments finis au cours de la déformation de l'éprouvette. La valeur moyenne est égale à 0.58, ce qui correspond au taux de triaxialité atteint au début de la phase de sertissage.

Le troisième et dernier essai est l'essai d'expansion biaxiale. Ce type de sollicitation engendre un taux de triaxialité plus élevé que les essais précédents, correspondant à ce que l'on obtient à la fin du sertissage. Il permet donc de fiabiliser la détermination des paramètres du modèle de GTN. Le tenseur des contraintes est égal à :

$$\boldsymbol{\sigma} = \begin{bmatrix} \sigma_{11} & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_{22} \sim \sigma_{11} & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad \begin{aligned} \sigma_H &= \frac{2\sigma_{11}}{3} \\ \sigma_{eq} &= \sigma_{11} \end{aligned} \quad (6.17)$$

On obtient alors un taux de triaxialité de $\chi = 2/3$. Soit un taux deux fois plus élevé que pour l'essai de traction sur éprouvette droite et 13% plus élevé que les essais sur éprouvettes entaillées.

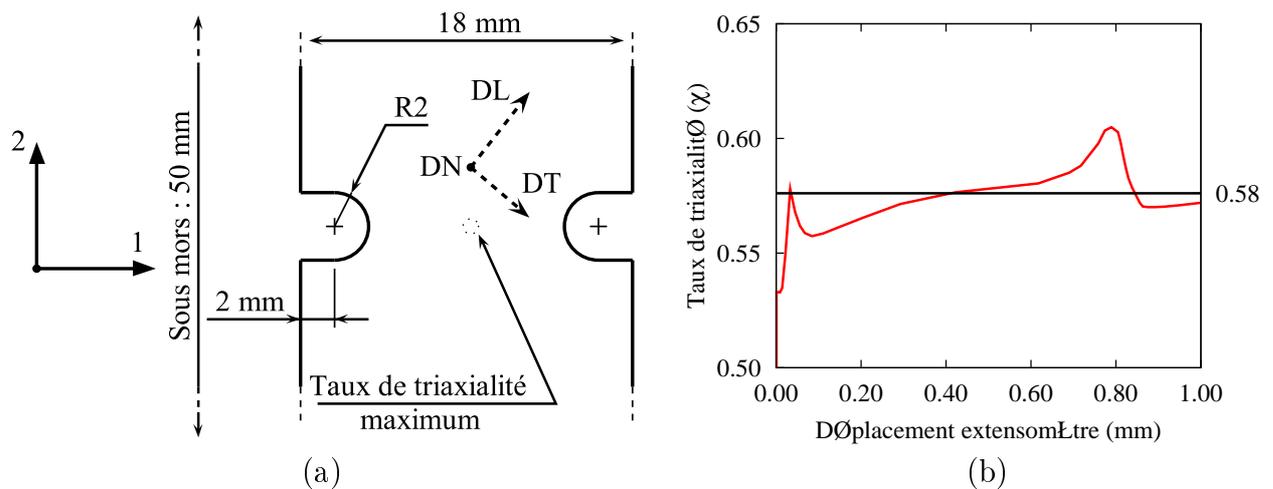


FIG. 6.16 – a) Dimensions de l'éprouvette avec entailles utilisée pour les essais expérimentaux et b) taux de triaxialité atteint lors de la modélisation éléments finis.

6.3.3 Mesure de la déformation

Pour identifier le comportement d'un matériau, il est préférable de posséder des essais où les champs mécaniques sont homogènes. Cela permet d'obtenir une relation analytique entre les signaux bruts (force, déplacement extensomètre, etc.) et les grandeurs intrinsèques au matériau (σ , ε). Pour ces essais, la motivation quant au choix d'une plage de taux de triaxialité χ importante ne permet pas d'obtenir des champs mécaniques homogènes pour deux essais (traction entaillée et expansion biaxiale). Pour exploiter les résultats des essais de traction, nous utiliserons classiquement un extensomètre (base de mesure 12.5 mm) et un capteur de force de capacité de 500 kN. La mesure de la déformation sera complétée par le système de mesure optique commercialisé par la société GOM, Aramis [72]. Il s'agit d'un moyen de mesure des déformations sans contact. La méthode consiste à réaliser un motif régulier ou aléatoire sur la surface de la pièce à mesurer, appelé « mouchetis ». Des images ou des paires de stéréo-images de ce motif sont alors enregistrées pour chacun des niveaux de charge grâce aux caméras numériques. Les techniques d'analyse d'images et de photogrammétrie permettent ensuite de calculer automatiquement les coordonnées, les déplacements et le tenseur de déformation sur la surface de la pièce. Cette méthode affiche une précision de l'ordre de 10^{-4} sur la mesure de la déformation. Les résultats présentés pour chacun des essais de traction sont une moyenne des déformations logarithmiques longitudinales ou transversales dans la zone utile de l'éprouvette. Sur la figure 6.17, on observe une bonne corrélation entre la déformation obtenue par l'extensomètre et la moyenne des déformations dans la zone utile de l'éprouvette avec Aramis (zone correspondant à la surface située entre les couteaux de l'extensomètre).

En ce qui concerne les essais d'expansion biaxiale, des problèmes de calibration n'ont pas permis d'utiliser cette mesure. Les signaux mesurés au cours de l'essai sont donc l'évolution de la pression et la valeur du déplacement au pôle, mesurée à l'aide d'un capteur LVDT.

Les différents essais qui sont présentés dans ce chapitre ont été réalisés sur l'alliage d'aluminium A6016 issu de la même bobine (épaisseur et caractéristiques mécaniques similaires). Deux campagnes d'essais ont été réalisées à quelques semaines d'intervalle de manière à faire varier

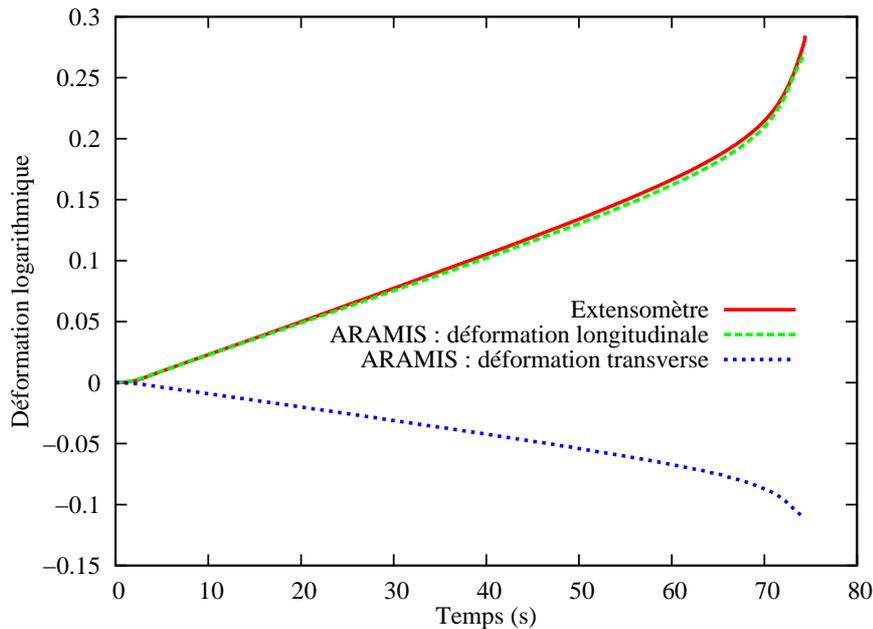


FIG. 6.17 – Comparaison de la mesure des déformations en fonction du temps obtenue par l’extensomètre et par Aramis au cours d’un essai de traction uniaxiale.

le temps de maturation du matériau. L’objectif est de déterminer l’influence de la maturation sur l’évolution des propriétés mécaniques, la première maturation étant prise en compte pour la caractérisation du modèle d’endommagement. Les temps de maturation ont été choisis pour s’inscrire dans la fourchette d’acceptation du temps de stockage de cet alliage par PSA Peugeot Citroën, soit inférieur à 180 jours. Les essais de la première maturation ont eu lieu 75 jours après la date de trempe du matériau et 140 jours pour la deuxième maturation.

6.3.4 Essais de traction uniaxiale

Les essais de traction ont été réalisés sur des éprouvettes ayant les mêmes dimensions que celles du chapitre 2. Les bords ont été légèrement polis au centre à l’aide de papier de verre pour réduire la largeur (quelques dixièmes de millimètres), afin d’obtenir une striction localisée dans la zone de mesure de l’extensomètre. Pour caractériser l’anisotropie du matériau jusqu’à rupture, une série d’essais est réalisée à 0° , 45° et 90° par rapport à la DL, avec une vitesse de déformation $\dot{\epsilon}$ d’environ 2.10^{-3}s^{-1} (vitesse de traverse égale à $0.5\text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$ et une longueur utile entre les mors de 150 mm).

L’ensemble des essais de traction est analysé en traçant l’évolution de la contrainte nominale en fonction du déplacement de l’extensomètre. En effet, l’instabilité géométrique, liée à l’apparition de la striction entre les couteaux, ne permet pas de calculer la contrainte de Cauchy au delà de 0.15 de déformation longitudinale, puisque l’homogénéité de l’état de déformation est perturbée dans cette zone.

La figure 6.18 montre les résultats obtenus pour les différentes orientations par rapport à la DL. On remarque que, pour cette maturation, la contrainte d’écoulement est peu dépendante de l’orientation. L’essai réalisé sur l’éprouvette dans la DL présente toutefois une contrainte

maximum plus importante. Les strictions et les ruptures apparaissent plus ou moins tôt suivant l'orientation de l'éprouvette. Le tableau 6.2 résume l'ensemble des résultats pour les essais ayant permis de s'assurer de la reproductibilité des essais. On observe un faible écart sur les contraintes nominales et une dispersion d'environ 2% sur le déplacement de l'extensomètre (Δ_{max}) au moment de la rupture. Les essais retenus pour la base d'essais de l'optimisation sont représentatifs de l'ensemble de ces résultats.

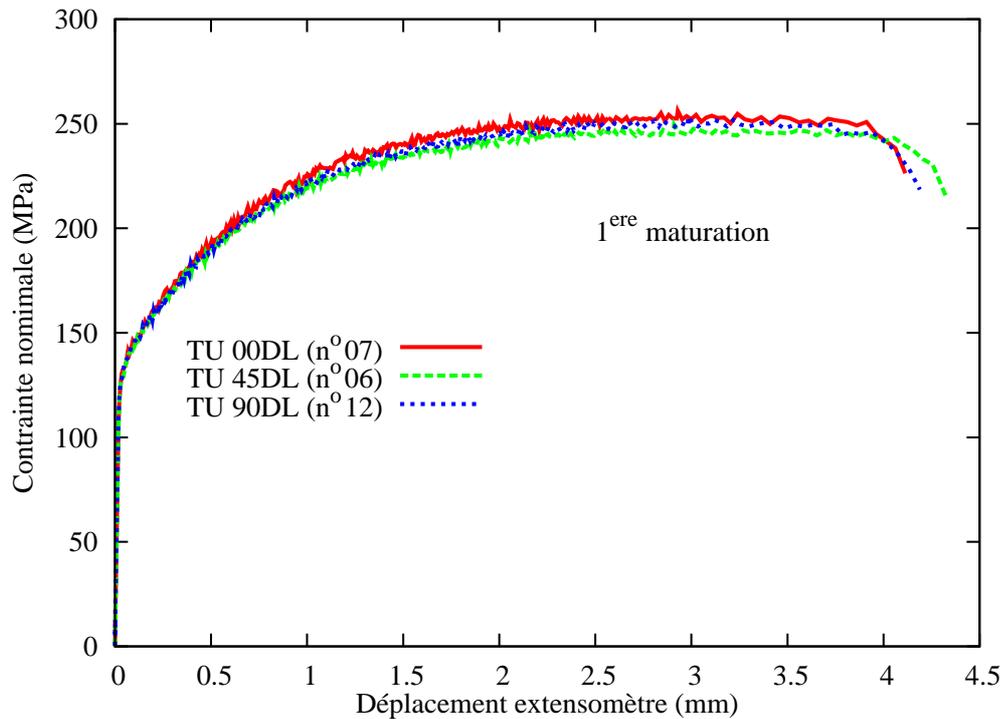


FIG. 6.18 – Essais de traction monotones à 0° , 45° et 90° par rapport à la DL sur les éprouvettes droites de la première maturation.

TAB. 6.2 – Reproductibilité des essais de traction uniaxiale pour la première maturation (* : essais sélectionnés).

Orientation	N° d'essai	Section en mm^3	R_{max} (MPa)	$\sigma_{rupture}$ (MPa)	Δ_{max} (mm)
0°	7*	19.87	253.7	226.5	4.11
	8	19.82	254.0	230.0	4.02
	9	19.82	254.0	227.5	4.21
90°	11	19.77	248.1	213.0	4.24
	12*	19.87	248.3	217	4.19
	14	19.92	248.5	237.0	4.24
45°	5	19.92	246.7	213.3	4.40
	6*	19.92	246.4	215.6	4.30

La mesure de la déformation transverse permet de déterminer les coefficients d'anisotropie à 0° , 45° et 90° par rapport à la DL. La figure 6.19 montre l'évolution de la déformation transverse en fonction de la déformation dans l'épaisseur, calculée par la relation de

conservation du volume dans le domaine plastique. Le coefficient d'anisotropie normale est relativement éloigné de 1 ($r_{moy} = 0.616$), ce qui marque une anisotropie normale importante. En ce qui concerne l'anisotropie planaire, sa valeur est faible ($\Delta r = 0.108$) mais non négligeable.

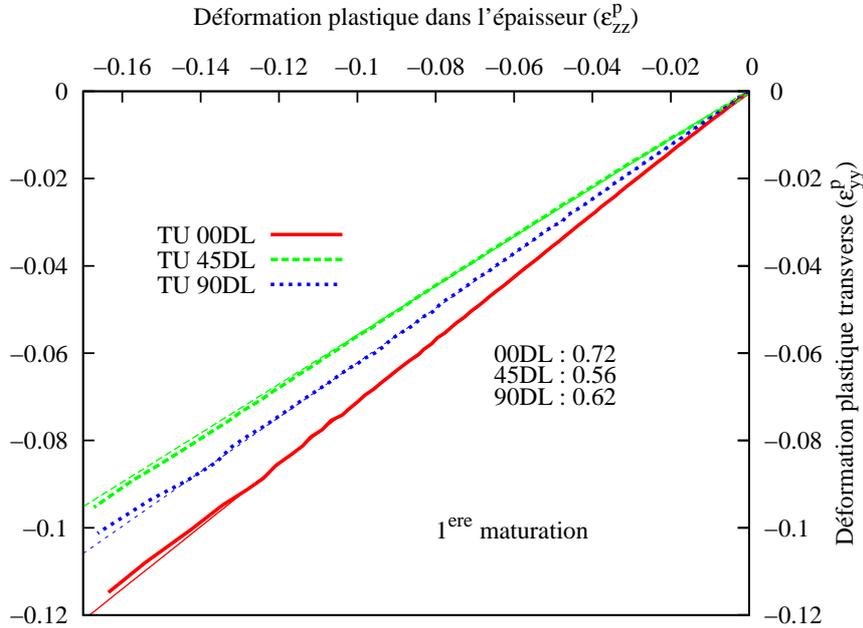


FIG. 6.19 – Mesure des coefficients d'anisotropie de Hill par détermination de la pente de la droite $\epsilon_{yy}^p = f(\epsilon_{zz}^p)$ au cours des essais de traction pour la première maturation.

Les figures 6.20 et 6.21 montrent, respectivement, l'écart entre les courbes contrainte-déplacement de l'extensomètre pour les deux maturations à 0°, 45° puis 45°, 90° par rapport à DL. La rupture des éprouvettes dans le cas de la deuxième maturation est plus précoce que celle obtenue pour la première maturation et est généralement plus dispersée. Le tableau 6.3 montre que le pourcentage d'augmentation de la contrainte maximale est assez variable entre les différentes orientations. On a donc bien une variation de la ductilité du matériau lors de la deuxième maturation.

TAB. 6.3 – Comparaison des essais de traction uniaxiale retenus pour la première et la deuxième maturation.

Orientation	Maturation	R_{max} (MPa)	$\sigma_{rupture}$ (MPa)	Δ_{max} (mm)
0°	1 ^{ere}	253.7	226.5	4.11
	2 ^{eme}	270.7	241.8	3.92
	Écart	+ 7%	+ 7%	- 5%
90°	1 ^{ere}	248.3	217.0	4.19
	2 ^{eme}	268.8	242.0	4.05
	Écart	+ 8%	+ 12%	- 3%
45°	1 ^{ere}	246.4	215.6	4.30
	2 ^{eme}	254.8	226.7	3.91
	Écart	+ 3%	+ 5%	- 10%

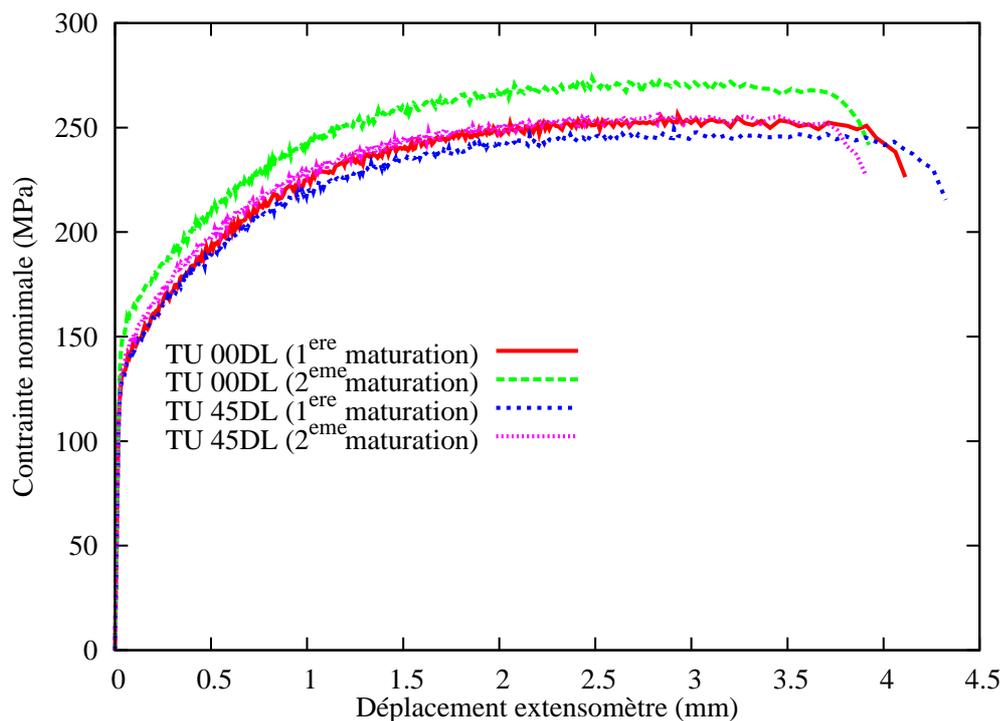


FIG. 6.20 – Comparaison des essais de traction à 0° et 45° par rapport à la DL sur les éprouvettes droites de la première et de la deuxième maturation.

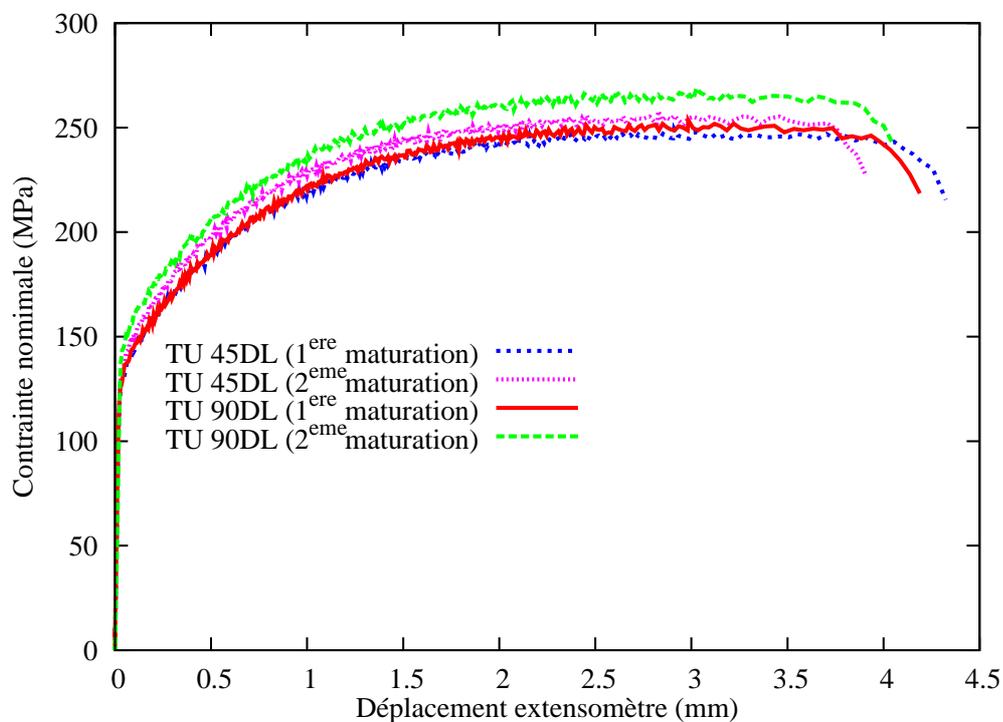


FIG. 6.21 – Comparaison des essais de traction à 45° et 90° par rapport à la DL sur les éprouvettes droites de la première et de la deuxième maturation.

6.3.5 Essais de traction sur éprouvettes entaillées

Ces essais de traction ont été réalisés sur des éprouvettes rectangulaires de dimensions 80 x 18 x 1 mm³ découpées initialement à la cisaille, puis usinées de façon à réaliser les entailles de chaque côté de l'éprouvette. Une série d'essais de traction est réalisée à 0°, 45° et 90° par rapport à la DL pour déterminer l'influence des paramètres d'anisotropie du matériau sur la rupture. Les essais ont été réalisés avec une vitesse de déformation d'environ 2.10⁻³s⁻¹ (vitesse moyenne calculée à partir du déplacement de l'extensomètre en fonction du temps). La figure 6.22 montre une image prise au cours de l'essai où l'on peut voir la striction localisée entre les deux entailles.

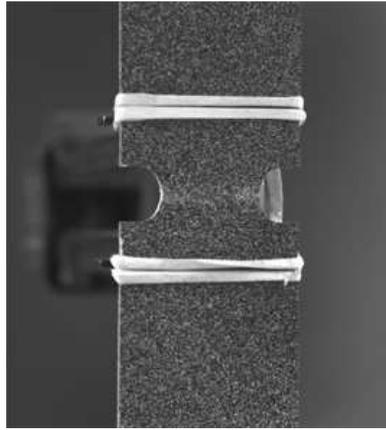


FIG. 6.22 – Photographie de l'apparition de la striction sur une éprouvette entaillée.

La figure 6.23 présente l'évolution de la force pour les essais représentatifs. L'ensemble de ces essais est résumé dans le tableau 6.4. On observe une bonne reproductibilité des essais bien que la dispersion sur la valeur du déplacement de l'extensomètre au moment de la rupture soit de l'ordre de 15%. Sur la figure 6.23 on retrouve des écarts importants entre les différentes orientations par rapport à la DL sur la valeur des efforts ainsi que sur le déplacement à rupture. La tendance est similaire à celle observée pour les éprouvettes à bords droits en ce qui concerne la résistance à la traction et les apparitions de la striction.

TAB. 6.4 – Reproductibilité des essais de traction sur éprouvettes entaillées pour la première maturation (* : essais retenus).

Orientation	N° d'essai	largeur entre entailles en mm	F_{max} (N)	Δ_{max} (mm)
0°	5	10.14	2712	1.29
	7*	10.10	2687	1.27
90°	9*	10.10	2582	1.37
	10	10.11	2570	1.24
	11	10.11	2558	1.42
45°	1*	10.10	2647	1.45
	3	10.11	2703	1.35
	13	10.11	2637	1.36

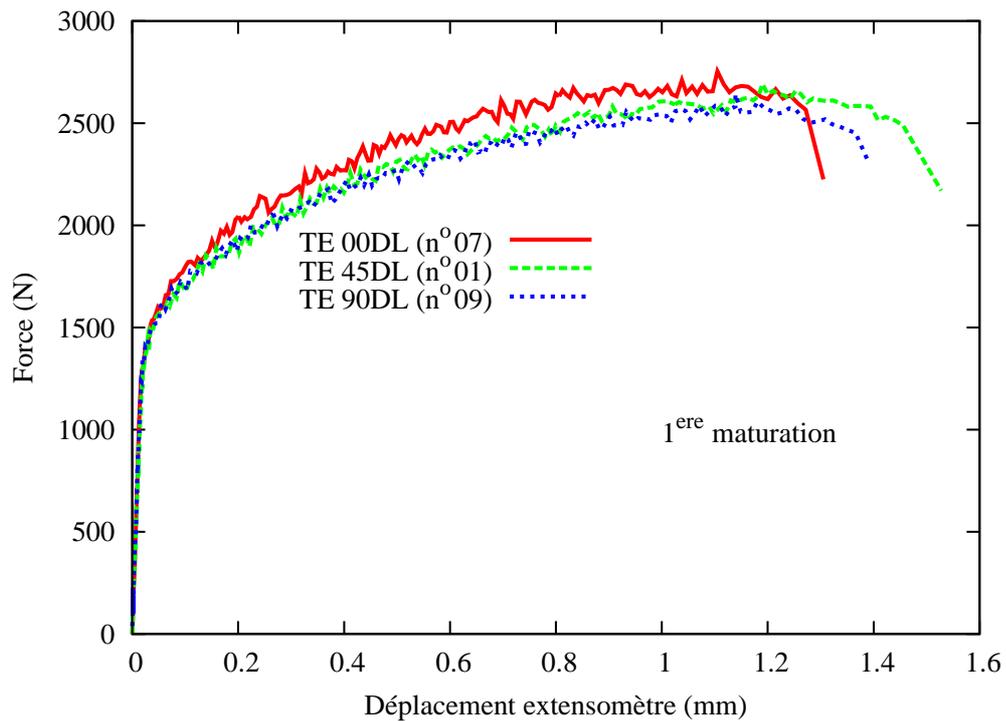


FIG. 6.23 – Essais de traction à 0°, 45° et 90° par rapport à la DL sur les éprouvettes entaillées pour la première maturation.

Les efforts mesurés sur les éprouvettes de la deuxième maturation sont globalement plus élevés que dans le cas de la première maturation, comme le montrent les figures 6.24 et 6.25. Comme pour les éprouvettes droites, l'ordre du déplacement à rupture selon l'orientation des éprouvettes est modifié par la durée de maturation. Les écarts sur les forces maximum entre les différents essais retenus pour chaque orientation sont moins significatifs que pour les éprouvettes droites (tableau 6.5). Ces essais confirment que le matériau perd de sa ductilité pour une période de maturation plus longue.

TAB. 6.5 – Comparaison des essais de traction entaillée retenus pour la première et la deuxième maturation.

Orientation	Maturation	F_{max} (N)	Δ_{max} (mm)
0°	1 ^{ere}	2687	1.27
	2 ^{eme}	2755	1.28
	Écart	+ 2%	+ 0.5%
90°	1 ^{ere}	2582	1.37
	2 ^{eme}	2650	1.27
	Écart	+ 3%	- 8%
45°	1 ^{ere}	2647	1.45
	2 ^{eme}	2690	1.25
	Écart	+ 2%	- 16%

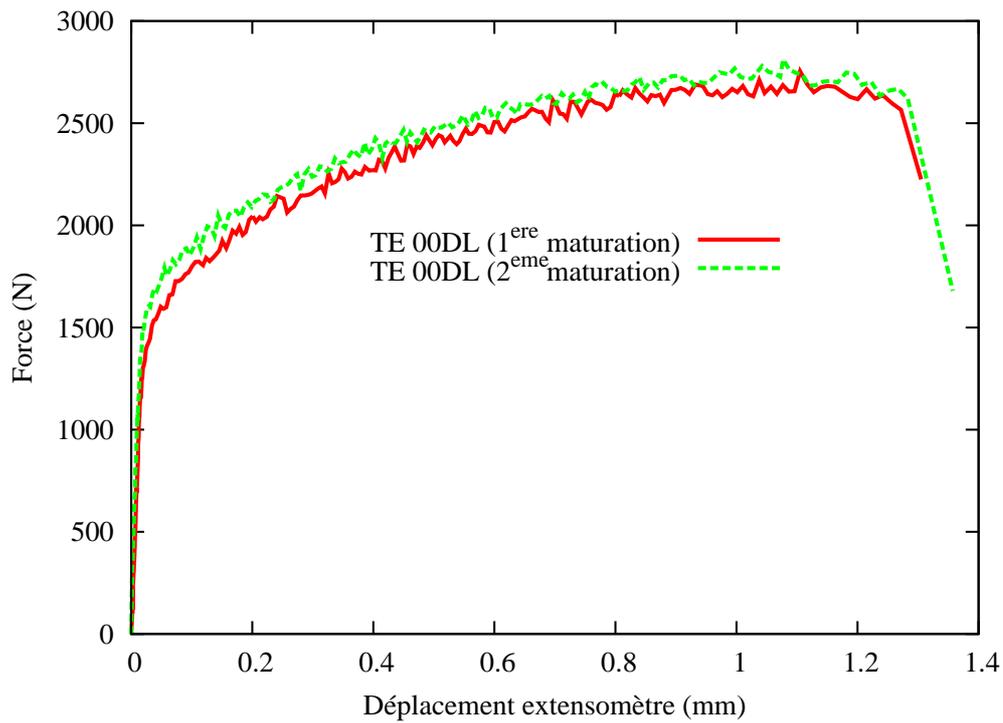


FIG. 6.24 – Comparaison des essais de traction dans la DL entre les éprouvettes entaillées de la première et de la seconde maturation.

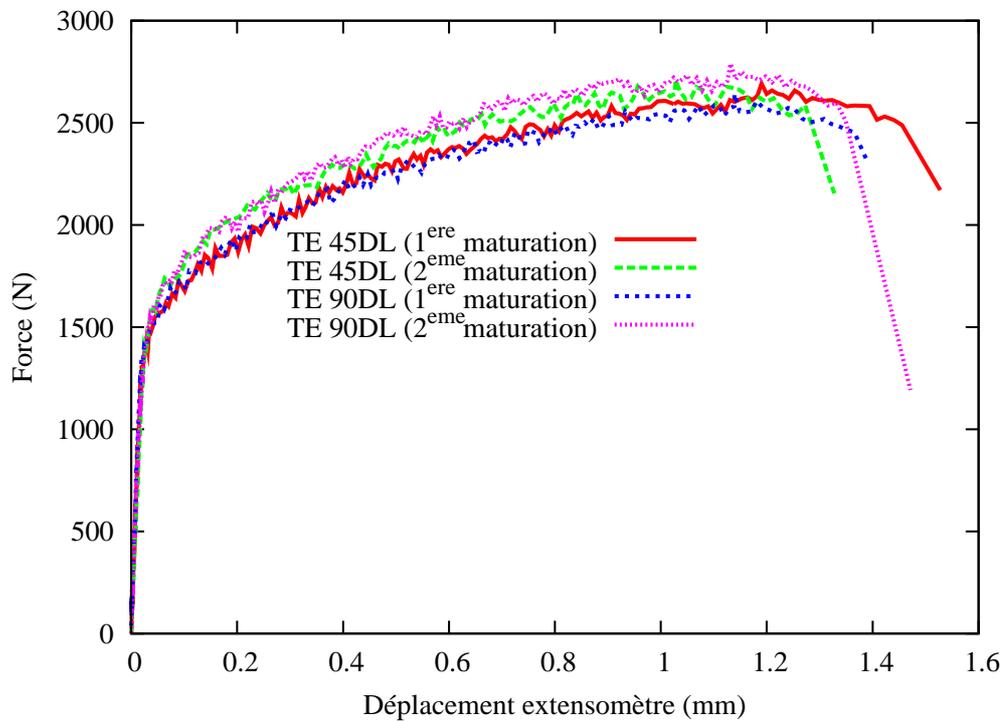


FIG. 6.25 – Comparaison des essais de traction à 45° et 90° par rapport à la DL entre les éprouvettes entaillées de la première et de la seconde maturation.

6.3.6 Essais d'expansion biaxiale

Le gonflement hydraulique de flan circulaire ou « bulge test » est généralement utilisé comme essai de caractérisation des tôles métalliques pour déterminer le comportement mécanique en grandes déformations pour un état de contrainte biaxial. Il est à noter que ce mode de déformation est couramment rencontré en emboutissage et est discriminant pour les critères de plasticité. Notamment pour les alliages d'aluminium qui présentent un comportement particulier pour cette sollicitation par rapport aux aciers [73]. La figure 6.26 présente une photographie de cet essai d'expansion jusqu'à rupture.



FIG. 6.26 – Photographie d'un essai d'expansion biaxiale après rupture du flan.

La figure 6.27 montre l'évolution de la pression en fonction du déplacement du point central lors d'un essai. On remarque un adoucissement pour un déplacement du pôle d'environ 45 mm et la rupture caractérisée par un changement de pente de la courbe $p = f(d)$. L'allure générale des courbes issues des deux maturations est similaire, la rupture ayant lieu pour un même déplacement du point central. Il s'agit donc de l'essai qui présente le plus faible écart entre les deux maturations.

La figure 6.28 montre la valeur du déplacement des points situés à 50 mm du centre, l'un dans la DL, l'autre à 45° par rapport à la DL. Ces résultats ont été exploités sur des essais différents, mais la bonne reproductibilité permet de les regrouper pour l'identification. Ces données servent à valider les paramètres du critère de Hill obtenus par l'identification.

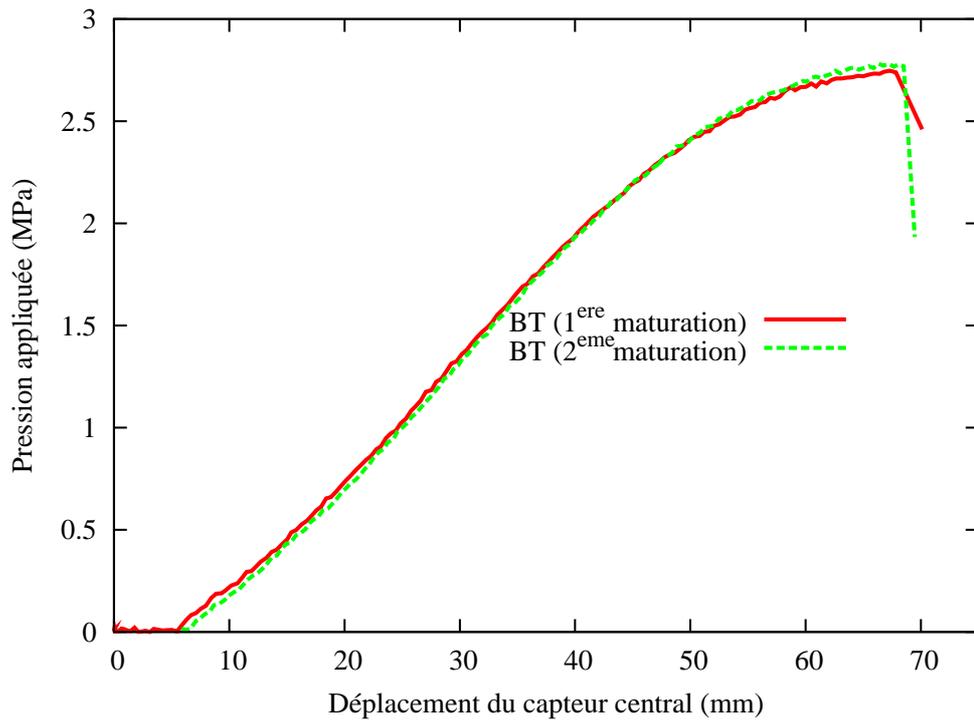


FIG. 6.27 – Évolution de la pression au cours de l'essai d'expansion biaxiale en fonction du déplacement du point central pour les deux maturations.

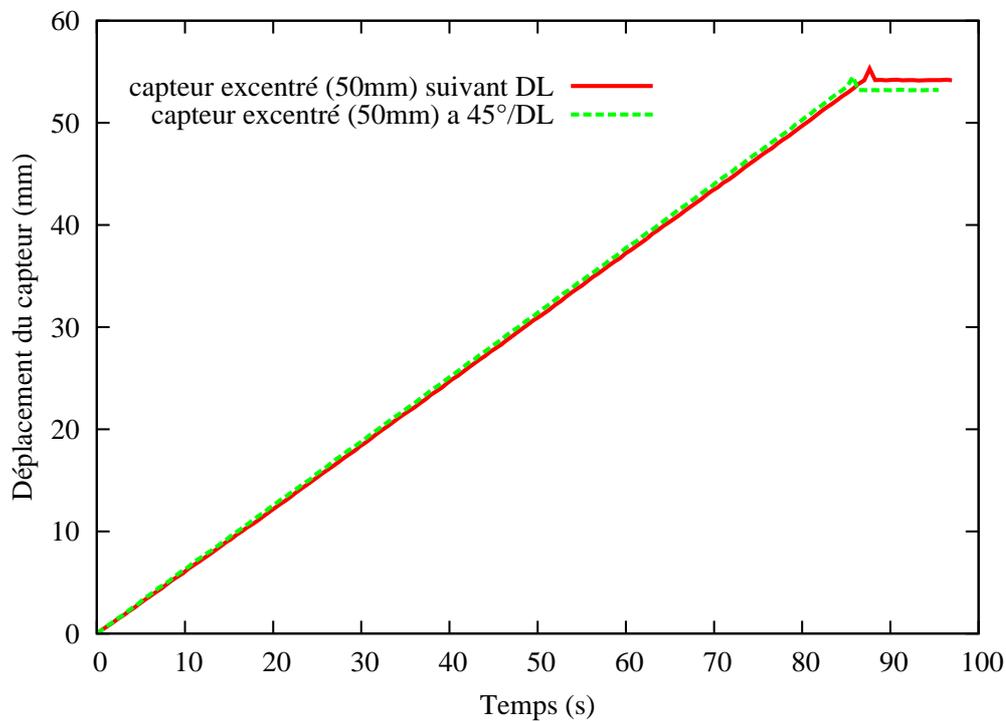


FIG. 6.28 – Déplacement des points excentrés de 50 mm par rapport au centre, situés à 45° et dans la DL.

6.4 Identification des paramètres du modèle

6.4.1 Observations par micrographie

L'étude de l'endommagement passe par la mesure de la fraction volumique des cavités. Les méthodes directes consistent à évaluer l'endommagement à partir d'observations métallographiques. On associe, en général, à ces méthodes des techniques d'analyse d'images [74]. Les mesures directes sont généralement mises en œuvre par observation de surfaces à l'aide d'un microscope électronique à balayage (MEB). Des observations micrographiques ont été réalisées par L. Fermen [75] sur des échantillons issus des éprouvettes de traction uniaxiale. Les échantillons, après enrobage et polissage jusqu'à poli-miroir (pâte de diamant), ont été observés au MEB.

L'enrobage puis le polissage de l'échantillon issu des éprouvettes de traction uniaxiale déformées à une déformation plastique équivalente de 0.2 ont permis l'observation au MEB de plusieurs cavités. La fraction surfacique de porosités f_s peut ensuite être déterminée par le rapport entre la surface observée (S_o) et la surface des cavités (S_c), après traitement de l'image, par $f_s = \sum S_c / \sum S_o$. Toutefois, l'analyse des images MEB n'a pas permis de conclure sur la nature des cavités présentes (décohésions ou fragmentations) puisque le polissage de l'échantillon tend à reboucher les cavités et à étaler les précipités. Les résultats obtenus, présentés dans le tableau 6.6, montrent des fractions surfaciques de porosités très faibles pour des déformations élevées.

TAB. 6.6 – Mesures surfaciques de l'endommagement en traction uniaxiale

Déformation de l'éprouvette	0	0.1	0.15	0.20
Fraction surfacique (%)	0	0.049	0.105	0.219

Ces résultats soulignent la difficulté de la détermination des paramètres d'un modèle d'endommagement en s'appuyant sur des observations MEB réalisées sur des échantillons d'éprouvette sollicités en traction. Une deuxième méthode a donc été adoptée consistant à déterminer un jeu de coefficients présentant une bonne corrélation entre les prédictions numériques et les résultats expérimentaux des essais de traction sur éprouvettes entaillées et de celui de l'expansion biaxiale.

6.4.2 Identification inverse des coefficients de la loi de GTN

Comme pour l'identification des lois de comportement du chapitre 2, l'identification est fondée sur la minimisation de l'écart entre les données expérimentales et les prédictions du modèle avec un algorithme de type gradient (logiciel SiDoLo). La méthode d'optimisation des paramètres de la loi d'endommagement sur des essais mécaniques non-homogènes, nécessite l'introduction de calculs par éléments finis dans la procédure d'identification décrite sur la figure 6.29.

Les essais de traction sur les éprouvettes à bords droits et entaillés ainsi que l'essai d'expansion constituent la base expérimentale de l'identification. Les essais de traction à bords droits seront

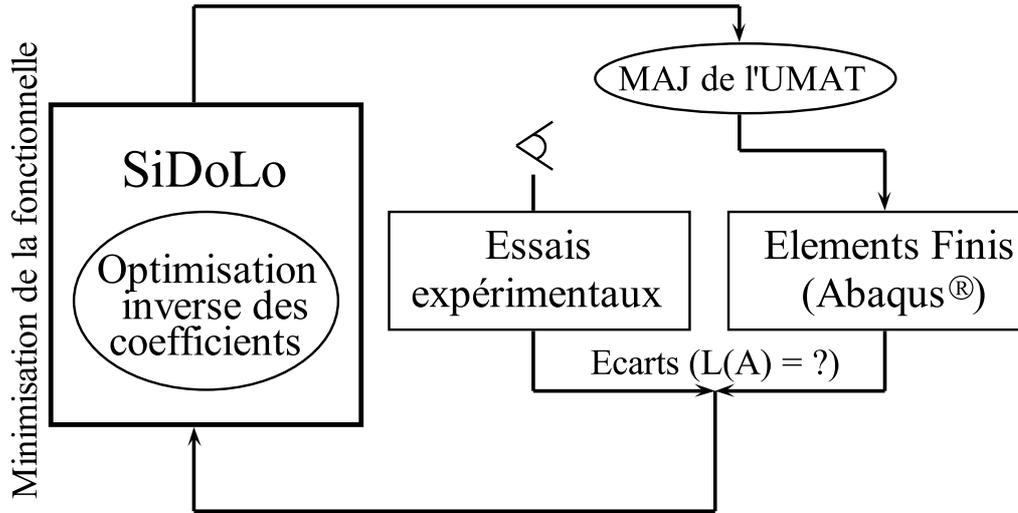


FIG. 6.29 – Schématisation de la boucle d'identification des paramètres du modèle de GTN.

utilisés afin de déterminer les coefficients d'anisotropie et ceux de l'écroutissage isotrope. Cette optimisation des paramètres de la loi de comportement est réalisée sans endommagement. On se limitera donc à une comparaison de la simulation et des essais expérimentaux jusqu'à une valeur maximale de déformation de 0.12. En effet, d'après les observations du champ de déformation faites avec le logiciel Aramis, on observe une distribution homogène des champs mécaniques dans l'éprouvette pour une déformation égale ou inférieure à 0.12.

L'adoucissement lié à l'apparition de l'endommagement est déterminé par les essais sur les éprouvettes entaillées et les essais d'expansion biaxiale. Les paramètres d'écroutissage isotrope et d'anisotropie ont été approchés avec les éprouvettes droites. Tous les paramètres sont ainsi libérés (mis à part les constantes d'élasticité) tout en s'assurant que le début de la germination des porosités corresponde à une déformation plastique équivalente de 0.12. Pour ce faire, on impose une contrainte C_1 sous forme d'inégalité entre les deux paramètres ε_N et S_N (Figure 6.4) :

$$C_1 : [\varepsilon_N - (2 * S_N)] - \varepsilon_{cible} \geq 0 \quad (6.18)$$

ε_{cible} étant la déformation pour laquelle on ne veut pas, ou très peu de germination de porosités. L'optimisation porte alors sur la minimisation de la fonctionnelle pénalisée $L^P(\mathbf{A})$ définie par :

$$L^P(\mathbf{A}) = \sum_{n=1}^N L_n(\mathbf{A}) + (P_{C_1} \cdot \text{Max}[0, C_1(\mathbf{A})])^2 \quad (6.19)$$

P_{C_1} étant le coefficient de pénalité de la contrainte C_1 . Pour les essais de traction sur éprouvettes entaillées, les variables observables sont la force et le déplacement de l'extensomètre. Pour l'essai d'expansion biaxiale, on choisit le déplacement du capteur situé au niveau du pôle ainsi que la pression appliquée. La simulation des essais de traction sur éprouvettes entaillées et celle de l'essai d'expansion est réalisée avec le code Abaqus Standard en utilisant une sous-routine matériau utilisateur (UMAT) pour le modèle de GTN modifié. La résolution de l'équilibre du

système utilise la matrice tangente initiale, c'est-à-dire, la matrice tangente élastique. Le temps de calcul de chaque essai étant important, on se limite à des géométries qui prennent en compte certaines symétries des éprouvettes.

6.4.3 Modélisation EF de la base expérimentale

Comme il a été vu dans la section 6.2.4 et illustré sur la figure 6.30, les modèles d'endommagement montrent une forte sensibilité à la taille de maille.

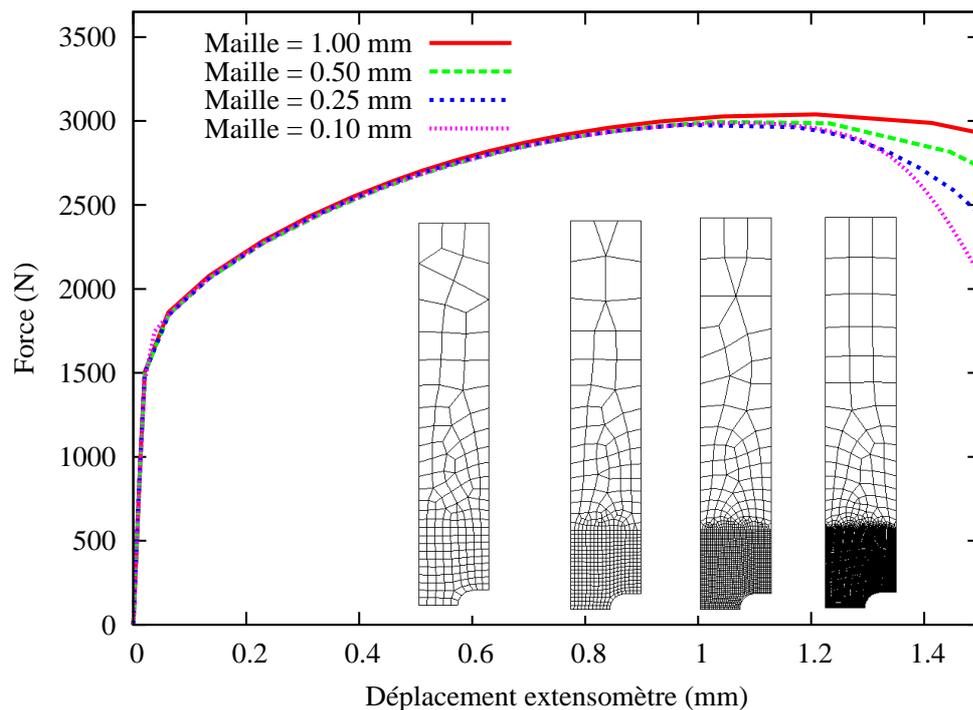


FIG. 6.30 – Influence de la taille de maille sur la courbe force - déplacement extensomètre de la simulation d'une éprouvette entaillée de la base expérimentale (maillage de 1mm^3 , 0.5mm^3 , 0.25mm^3 et 0.1mm^3).

Dans les travaux présentés ici, les modèles non-locaux ne seront pas étudiés. Une autre technique permettant de contourner le problème de la sensibilité à la taille de maille est utilisée. Elle consiste à conserver la même taille de maille pour tous les calculs, aussi bien pour les éprouvettes servant à l'optimisation des paramètres et pour la modélisation du procédé de mise en forme [76]. De nombreuses simulations de sertissage ont montré qu'une taille de maille égale à 25 % de l'épaisseur de la tôle, pour les rayons de tombage R_t classiquement utilisés, conduisait à une discrétisation de la zone pliée satisfaisante. On choisit donc une taille de maille de 0.25 mm pour les essais de sertissage avec endommagement, avec une tolérance de ± 0.1 mm sur l'évolution de cette taille. Les éprouvettes sont maillées avec des hexaèdres linéaires à intégration réduite pour limiter le temps de calcul nécessaire à réaliser une boucle d'optimisation. Il est à noter que les simulations sur des éprouvettes maillées avec des éléments hexaèdres sans intégration réduite permet l'obtention de résultats similaires. La figure 6.31 présente les conditions aux limites adoptées pour l'éprouvette entaillée. Le

maillage est raffiné à l'approche de la zone de striction pour atteindre cette taille de maille. Le quart de l'éprouvette entaillée a été modélisé avec une symétrie dans la largeur (modélisation d'une seule entaille) et dans son épaisseur. La symétrie par rapport à l'axe \vec{y} n'est pas prise en compte pour limiter la distorsion excessive des éléments situés en fond d'entaille. Par contre, l'ensemble des symétries de l'essai d'expansion a été pris en compte, ce qui permet de conserver uniquement un quart du flan. Le contact a lieu entre une tôle déformable et des outils analytiques rigides et le frottement est décrit par la loi de Coulomb. Pour conserver une taille de maille quasi-constante, on utilise un maillage adaptatif : il s'agit de la méthode de relocation qui consiste à déplacer les nœuds des éléments en cours de calcul afin de s'assurer que la distorsion évolue peu au cours du calcul (angle maximum de 30° de l'élément et entre les éléments voisins). L'adaptation du maillage est réalisée tous les 10 incréments.

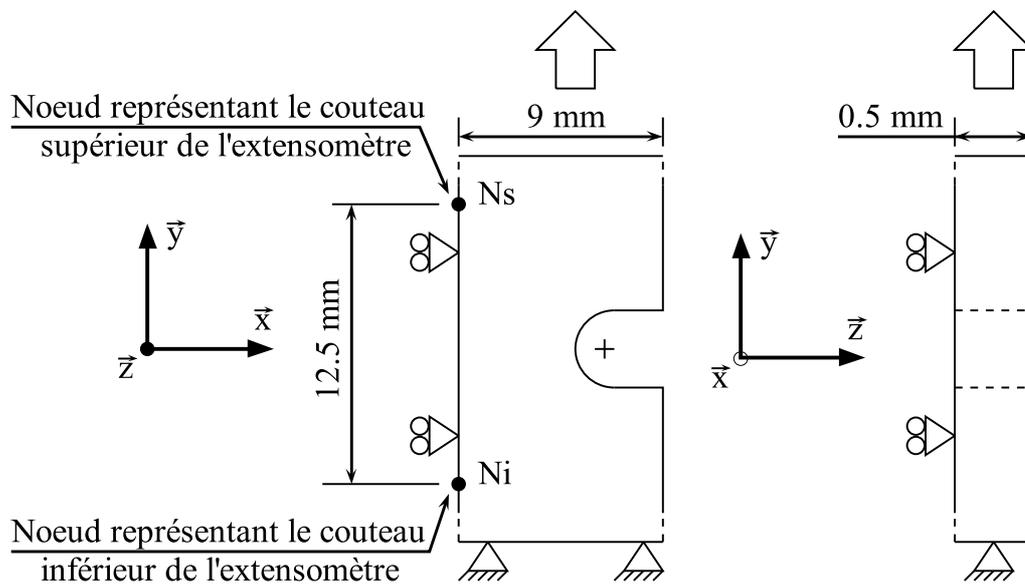


FIG. 6.31 – Schéma de la simulation de l'éprouvette entaillée et des conditions aux limites.

A la fin de chaque simulation, les déplacements U_y des nœuds du maillage situés aux positions des deux couteaux de l'extensomètre, sont extraits, ainsi que la somme des efforts de réaction aux nœuds de la surface supérieure de l'éprouvette, où le déplacement est imposé. Le déplacement de l'extensomètre, défini ci-dessous, est alors comparé au déplacement expérimental :

$$U_{extensometre} = U_y(Ns) - U_y(Ni) \quad (6.20)$$

L'essai d'expansion biaxiale est également modélisé en 3D avec des conditions limites d'encastrement sur les bords de la surface utile pour modéliser l'action du serre-flan et du jonc de retenue (Figure 6.32). L'optimisation des paramètres est réalisée à partir de la courbe pression-déplacement du pôle.

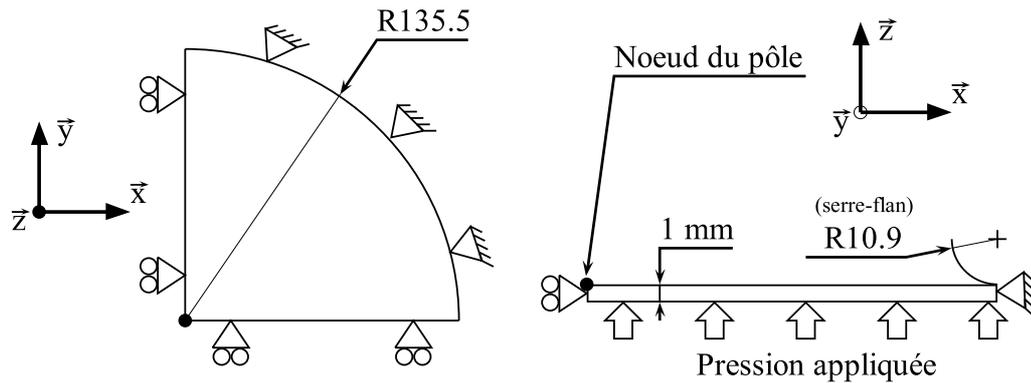


FIG. 6.32 – Schéma de la simulation de l'éprouvette d'expansion biaxiale et des conditions aux limites.

6.4.4 Résultats de l'optimisation

Les paramètres de l'écouissage isotrope et de la surface de charge anisotrope ont été optimisés en même temps que les paramètres d'endommagement. La démarche est la suivante :

1. Optimisation des paramètres d'écouissage et d'anisotropie uniquement sur les essais de traction uniaxiale pour obtenir un premier jeu de paramètres, sans endommagement.
2. Optimisation des paramètres d'endommagement avec des valeurs initiales issues de la littérature [77] ainsi que les premiers paramètres identifiés (écouissage + anisotropie), sur les trois types d'essais (traction uniaxiale et sur éprouvettes entaillées et expansion biaxiale).
3. Modification légère des jeux de paramètres manuellement et début d'identification. Cette action répétée plusieurs fois permet de s'affranchir du problème des minimums locaux classique pour la méthode des gradients.

Les paramètres du modèle sans les coefficients d'endommagement sont présentés dans le tableau 6.7. Les coefficients obtenus sont semblables à l'optimisation effectuée sur les lois de comportement présentées au chapitre 2.

TAB. 6.7 – Coefficients de l'identification de la loi d'écouissage isotrope et de la surface de charge de l'alliage d'aluminium A6016.

Paramètres	E (MPa)	ν	σ_0 (MPa)	Q_∞ (MPa)	b	H_l (MPa)	F	G	N
Valeurs	71 350	0.33	136	143.5	14.46	197.1	1.41	1.28	2.96

Le tableau 6.8 présente les coefficients d'endommagement optimisés à l'aide des trois essais. Les paramètres q_1 , q_2 et q_3 ont été fixés à $q_1 = 1.5$, $q_2 = 1$ et $q_3 = q_1^2$ qui sont des valeurs courantes pour ce type de matériau [77]. La porosité initiale f_0 n'est pas considérée car les premières identifications incluant ce paramètre n'ont pas apporté d'amélioration significative. Ces paramètres sont très proches de ceux déterminés par [77] pour le même alliage d'aluminium en ce qui concerne la germination mais un écart de 67% est observé sur la fraction volumique

TAB. 6.8 – Coefficients du modèle de GTN modifié, comparés aux résultats de [77].

Paramètres	q_1	q_2	q_3	f_0	S_N	ε_N	f_N	f_c	P_c
Valeurs optimisées	1.5	1.0	2.25	0.	0.0325	0.185	0.095	0.150	7.3
Brunet et al. [77]	1.5	1.0	2.25	0.0001	0.030	0.182	0.075	0.052	7.3

de porosités pour lequel la coalescence apparaît.

La figure 6.33 présente la comparaison entre les essais homogènes de traction uniaxiale et les identifications pour les différentes orientations. On observe une bonne corrélation des essais jusqu'à une déformation d'environ 0.12. Les niveaux de contrainte sont correctement décrits puisque l'on retrouve la hiérarchisation des essais à 0° , 45° et 90° de la DL.

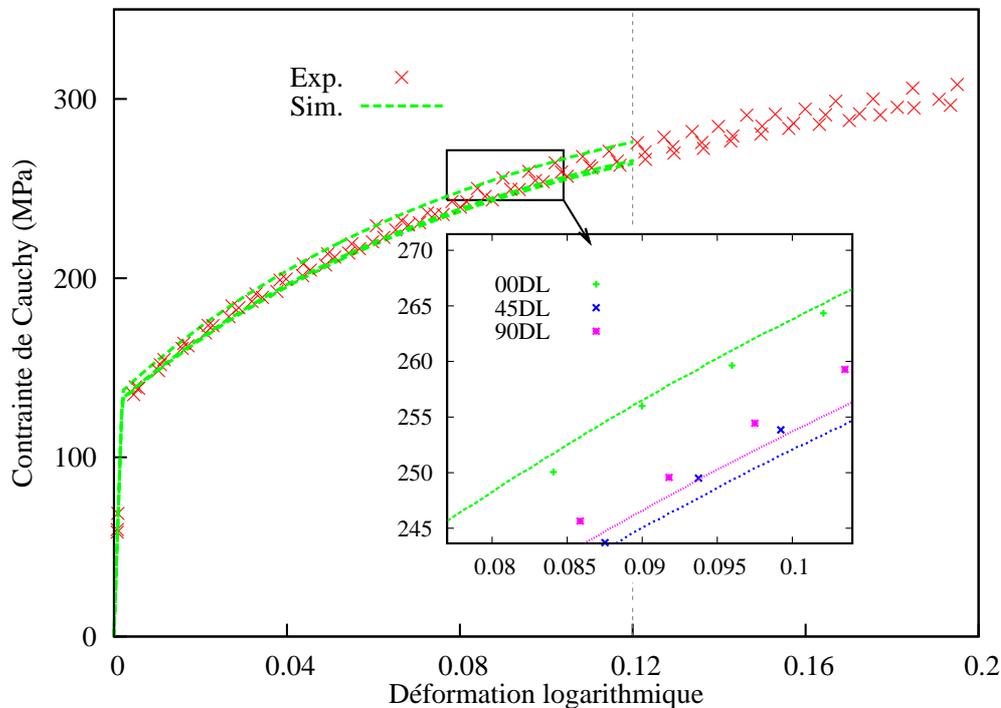


FIG. 6.33 – Résultats de l'optimisation des paramètres d'endommagement pour les essais de traction uniaxiale sur l'alliage d'aluminium.

La figure 6.34 montre les résultats de l'identification des paramètres d'endommagement pour l'éprouvette à bords droits. On remarque un adoucissement prématuré qui ne permet pas une bonne représentation du comportement du matériau. Cet essai n'a donc pas été retenu comme essai de la base expérimentale pour l'identification du modèle d'endommagement.

La figure 6.35 montre la comparaison entre les simulations des éprouvettes entaillées et les essais expérimentaux. Les paramètres qui pilotent la coalescence permettent de bien décrire la chute finale avec toutefois un décalage entre la valeur de la porosité critique numérique et expérimentale pour les essais à 45° et 90° par rapport à la DL.

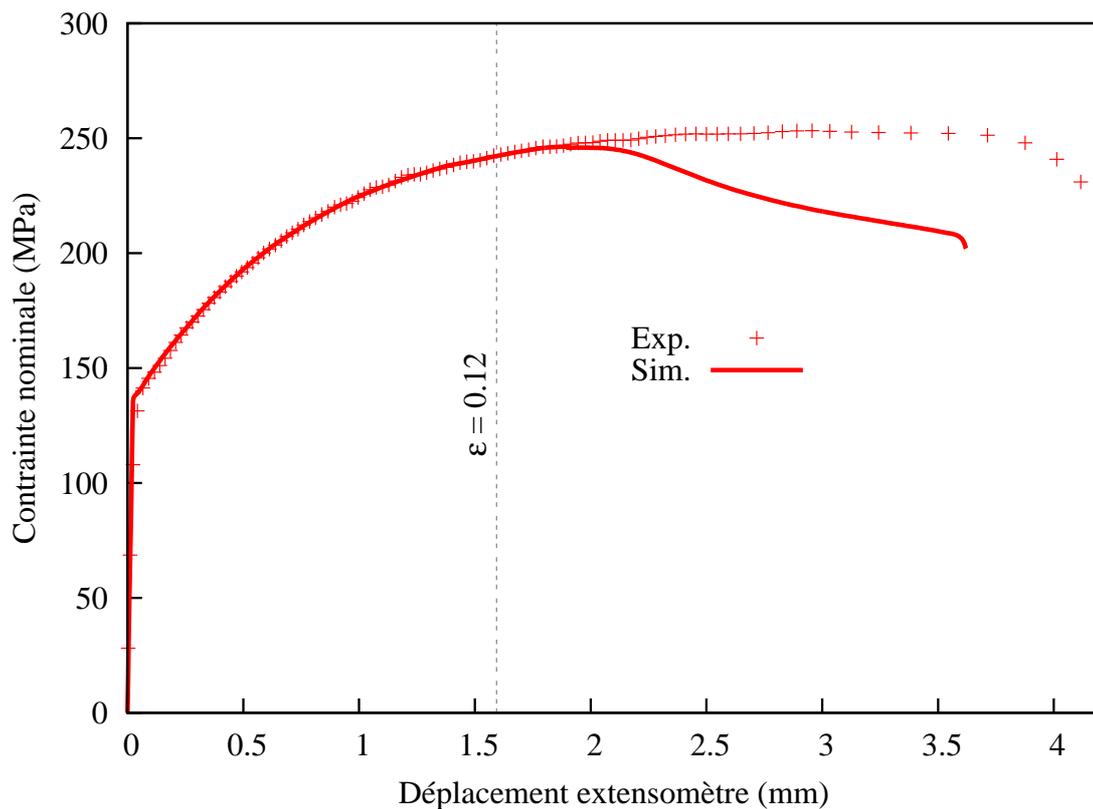


FIG. 6.34 – Essai de traction uniaxiale dans la DL : résultats expérimentaux et simulation par la méthode des éléments finis.

La figure 6.36 présente le maillage initial de l'éprouvette au niveau de l'entaille et la distribution de la déformation plastique équivalente, ainsi que celle de la fraction volumique totale de porosités f_t avant le début de la coalescence. La déformation plastique équivalente atteint une valeur de 0.44 lorsque la coalescence commence à apparaître, pour $f_{tc}=0.15$. Les valeurs maximum sont situées au fond de l'entaille et se propagent progressivement vers le centre de l'éprouvette.

La mesure du champ de déformation de l'éprouvette avec Aramis permet de réaliser des extensomètres virtuels capables de suivre le déplacement des points proches des extrémités des entailles (Figure 6.37). Il s'agit de s'affranchir d'éventuelles distorsions des éléments finis en fond d'entaille afin de ne pas converger vers des paramètres du modèle de GTN caractérisant un adoucissement lié à la sensibilité du maillage. On observe une bonne corrélation entre la simulation et les essais expérimentaux, ce qui montre que la technique de remaillage utilisée est satisfaisante.

La figure 6.38 présente, pour l'expansion biaxiale, la comparaison entre l'essai et la simulation numérique avec les paramètres d'endommagement. Comme pour les éprouvettes entaillées, la prise en compte de l'endommagement conduit à une meilleure description de l'évolution de la pression grâce à l'adoucissement de la courbe après un déplacement du pôle d'environ 35 mm.

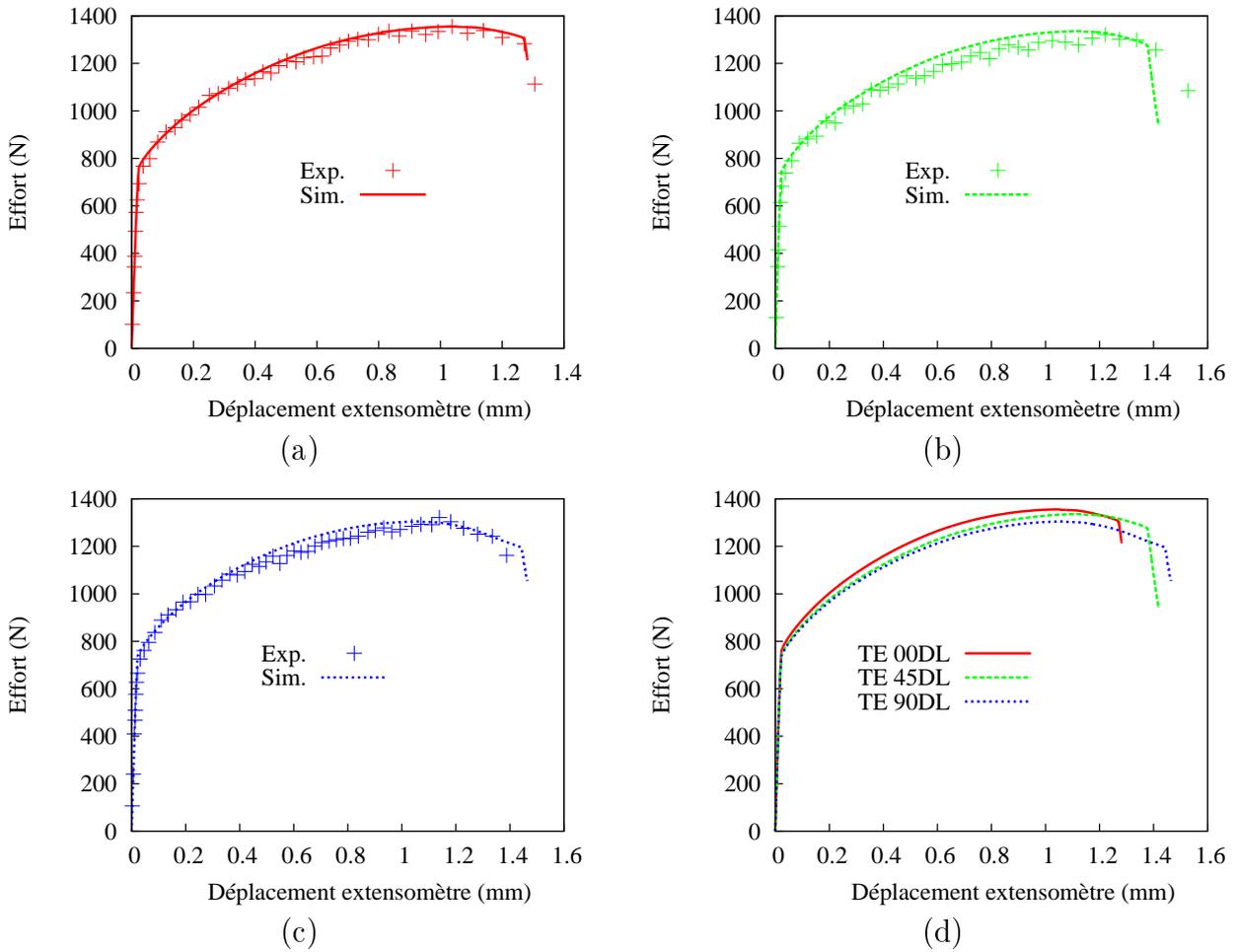


FIG. 6.35 – Essais de traction sur éprouvettes entaillées pour l’alliage d’aluminium pour a) 0° , b) 45° et c) 90° par rapport à la DL. d) Superposition des résultats de la simulation pour mettre en évidence la prise en compte de l’anisotropie et la variation d’apparition de la coalescence selon l’orientation.

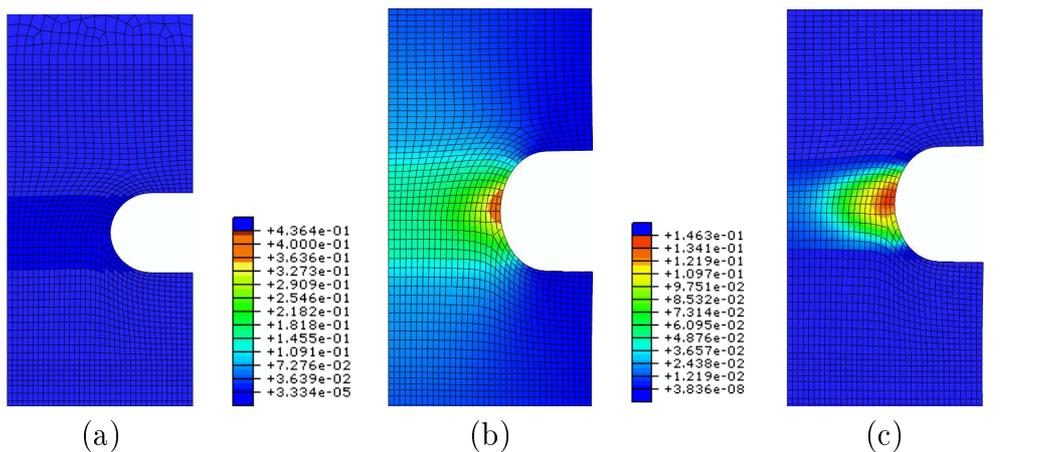


FIG. 6.36 – a) Maillage initial de l’éprouvette de traction entaillée ; b) Distribution de la déformation plastique équivalente (max.=0.44) pour une fraction volumique de porosités égale à 0.15 ; c) Distribution de la fraction volumique de porosités totale avant le début de la coalescence.

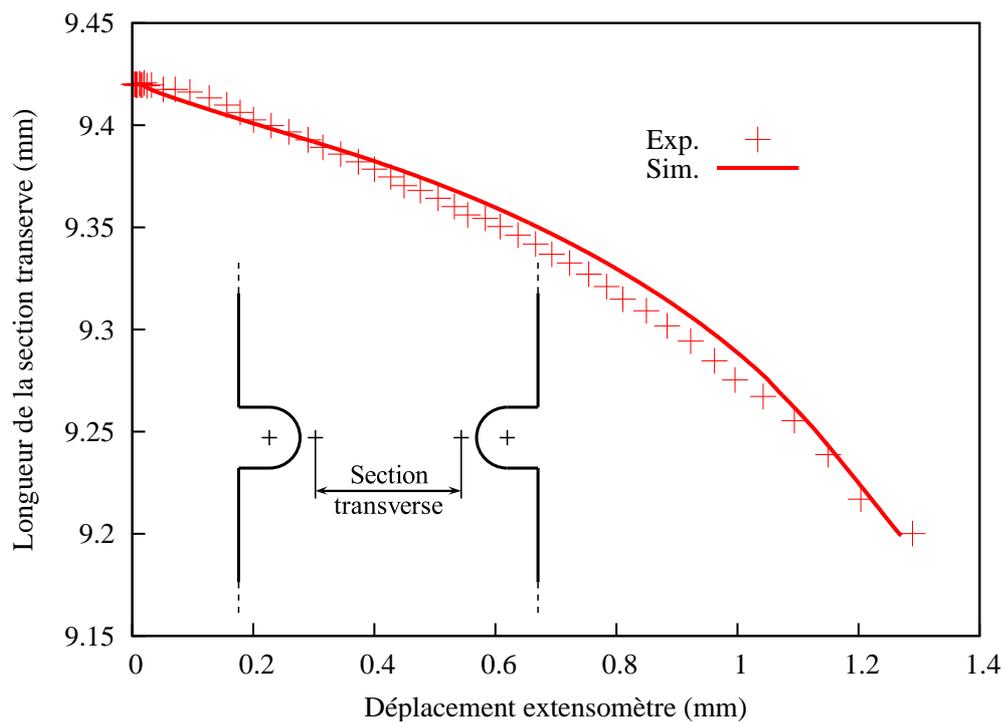


FIG. 6.37 – Validation des paramètres d'endommagement obtenus en comparant l'évolution de la section de l'entaille pour l'éprouvette à 0° de la DL.

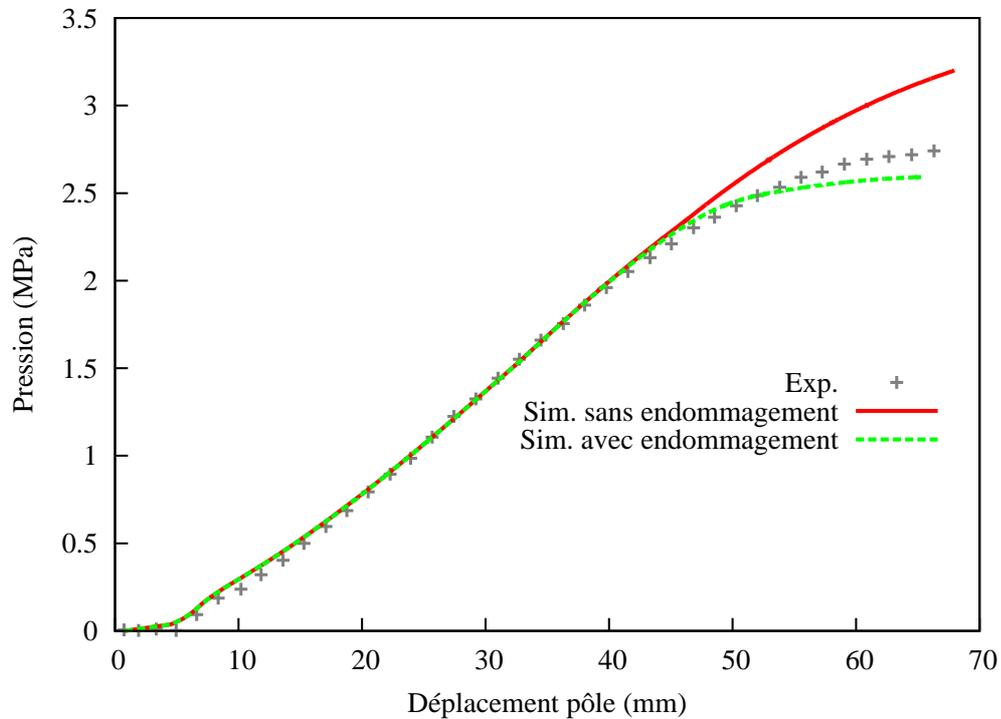


FIG. 6.38 – Comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques avec et sans prise en compte de l'endommagement pour l'essai d'expansion biaxiale sur l'alliage d'aluminium.

La figure 6.39 présente les isovaleurs de la déformation plastique équivalente et de la fraction volumique totale de porosités pour l'essai d'expansion biaxiale, pour une pression appliquée de 2.55 MPa. On observe une diffusion progressive de la déformation plastique équivalente du centre de l'éprouvette (pôle) vers les bords extérieurs. La fraction volumique de porosités totale suit cette évolution. On peut remarquer que l'endommagement qui apparaît sous le rayon de l'outil est négligeable par rapport à l'endommagement au pôle, ce qui montre que l'adoucissement de la courbe est bien lié uniquement à l'endommagement engendré par la sollicitation biaxiale de l'essai.

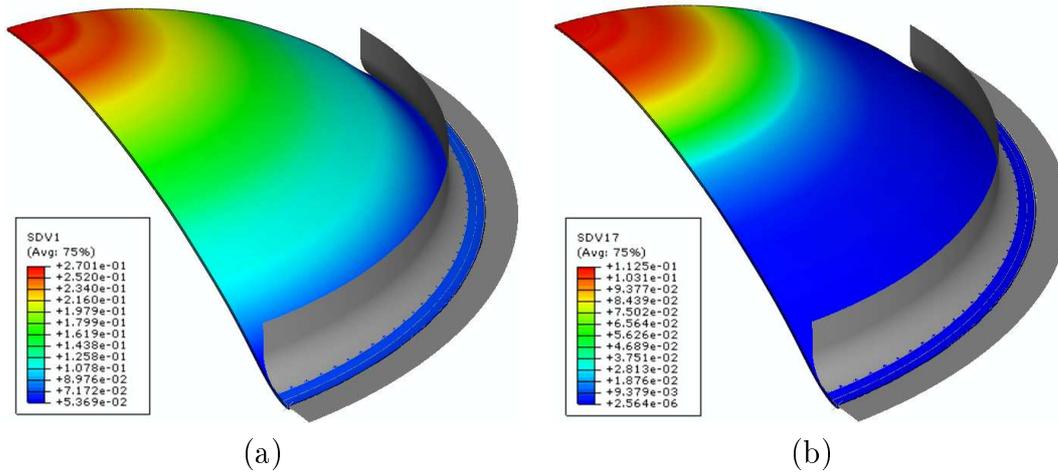


FIG. 6.39 – Distributions a) de la déformation plastique équivalente et b) de la fraction volumique totale de porosités pour une pression de 2.55 MPa.

La figure 6.40 présente l'évolution des fractions volumiques de porosités en fonction de la déformation plastique similaire pour chaque essai. On observe une évolution équivalente de la germination et de la croissance, avec une accélération de la croissance de la fraction volumique de porosités effectives à partir de 0.15, liée à la coalescence des cavités. L'allure identique des deux courbes montre que l'influence du taux de triaxialité n'est pas très marquée pour ce jeu de paramètres. Ces résultats soulignent également une des limitations du modèle de GTN : en effet, Schmitt et al. [78] ont montré que la croissance des cavités dépend du chemin de déformation imposé à la matrice ainsi que de la nature et de l'orientation des cavités par rapport aux axes de sollicitation. Ceci n'est pas vérifié sur les essais de traction sur éprouvettes entaillées et pour l'expansion biaxiale.

La figure 6.41 montre l'évolution de la taille de maille sur un élément se situant au fond de l'entaille pour l'essai de traction sur éprouvette entaillée, et proche du pôle pour l'essai d'expansion biaxiale. On remarque que la taille de maille reste dans la tolérance de $0.25 \text{ mm} \pm 0.1$ que l'on s'est fixée. De plus, on obtient une relation linéaire entre la taille de maille et la déformation plastique équivalente. Il semble donc que les paramètres d'endommagement sont valides pour la simulation du sertissage avec une même taille de maille et une même technique de raffinement.

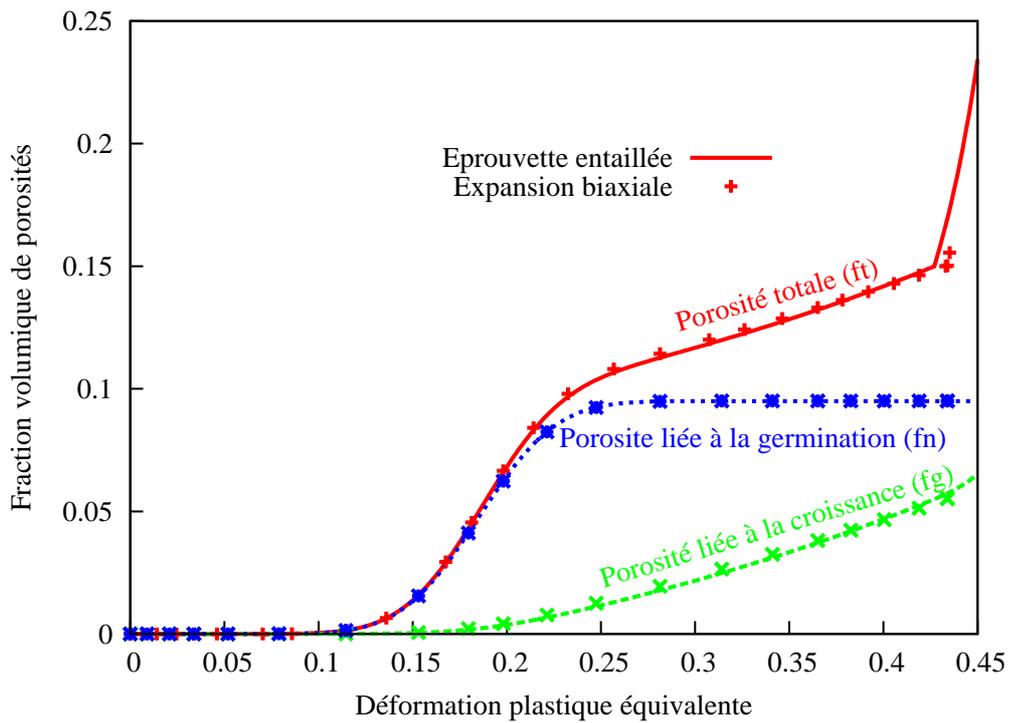


FIG. 6.40 – Évolution des différentes fractions volumique de porosités en fonction de la déformation plastique équivalente pour l'élément le plus endommagé de l'essai de traction sur l'éprouvette entaillée et sur l'essai d'expansion biaxiale.

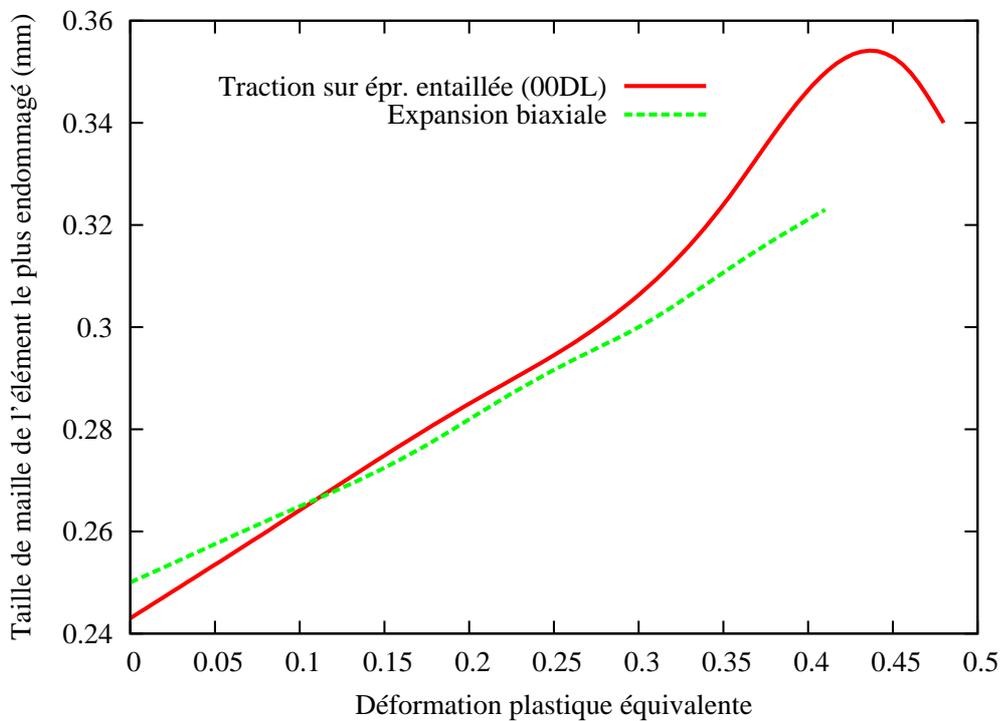


FIG. 6.41 – Évolution de la taille de maille d'un élément proche du fond d'entaille au cours de la simulation numérique de l'éprouvette entaillée dans la DL et de l'expansion biaxiale (élément au pôle).

6.5 Validation sur essais représentatifs du sertissage

Deux types d'essais ont été modélisés avec le modèle de GTN et les paramètres identifiés précédemment : des essais de pliage sur un petit rayon et des essais de sertissage sur des éprouvettes droites. Les simulations de ces essais représentatifs et la comparaison entre l'aspect observé de la zone pliée et la fraction volumique de porosités atteinte ont pour but de valider les coefficients identifiés. Pour définir des limites de sertissabilité, ces comparaisons servent à vérifier que la fraction volumique effective de porosités et la fraction volumique critique f_{tc} , déclenchant la coalescence, sont liées.

6.5.1 Pliage sur petit rayon

Cet essai est représentatif du sertissage (pliage sur petit rayon en conditions de déformations planes) tout en étant plus simple à mettre en œuvre et à simuler. Il permet d'obtenir une banque de données expérimentales sur l'aspect de la zone pliée, afin de le corrélérer à la fraction volumique de porosités obtenue par simulation numérique.

Le dispositif développé par L. Fermen [75] permet le pliage d'éprouvette de forme carrée et de côté 60 mm, avec un rayon de pliage de 0.2 mm (Figure 6.42). Les rouleaux ont un diamètre de 30 mm.



FIG. 6.42 – Photographie du dispositif de pliage développé par L. Fermen [75] d'après un dispositif proposé par Pechiney [54].

L'aspect de la zone pliée évolue en fonction du déplacement de la lame et des observations à la loupe binoculaire et au MEB mettent en évidence une rugosité importante ainsi que des fissures pour des déplacements de la lame supérieurs à 12 mm (Figure 6.44). Les deux photographies prises pour un déplacement de 14 mm, et à deux endroits différents de l'éprouvette, soulignent

que le phénomène d'endommagement est important.

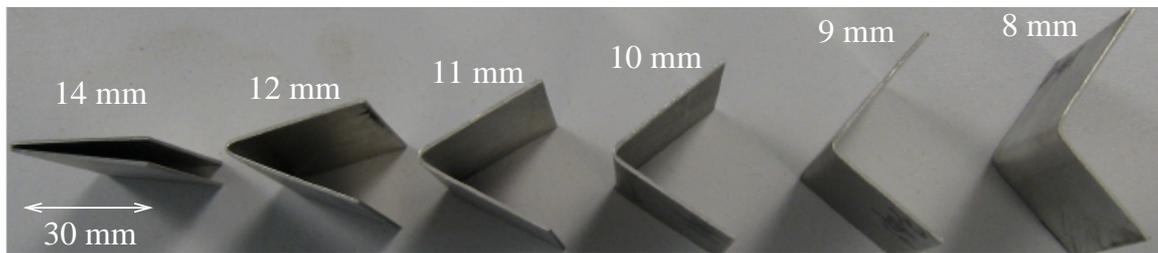


FIG. 6.43 – Géométrie des éprouvettes obtenues pour différents déplacements de la lame.

Par comparaison, des simulations numériques en 3D, en considérant en quart de l'éprouvette, ont été réalisées (Figure 6.45). Les deux plans de symétrie de la tôle sont pris en compte et le maillage est réalisé avec des éléments finis hexaèdres linéaires à intégration réduite.

La figure 6.46 montre l'évolution de la force exercée sur la lame en fonction de son déplacement, ainsi que l'évolution de la fraction volumique au centre de l'éprouvette. En terme d'effort, on note une très bonne adéquation entre les résultats numériques et expérimentaux ainsi qu'une influence sensible de l'endommagement pour un déplacement de lame d'environ 8 mm. La fraction volumique critique de 0.15 est atteinte pour un déplacement de 11.8 mm de la lame, ce qui correspond aux observations réalisées au MEB. Sur la figure, la ligne horizontale correspond à la fraction volumique critique $f_{tc} = 0.15$ qui est franchie pour un déplacement de lame de 11.8 mm.

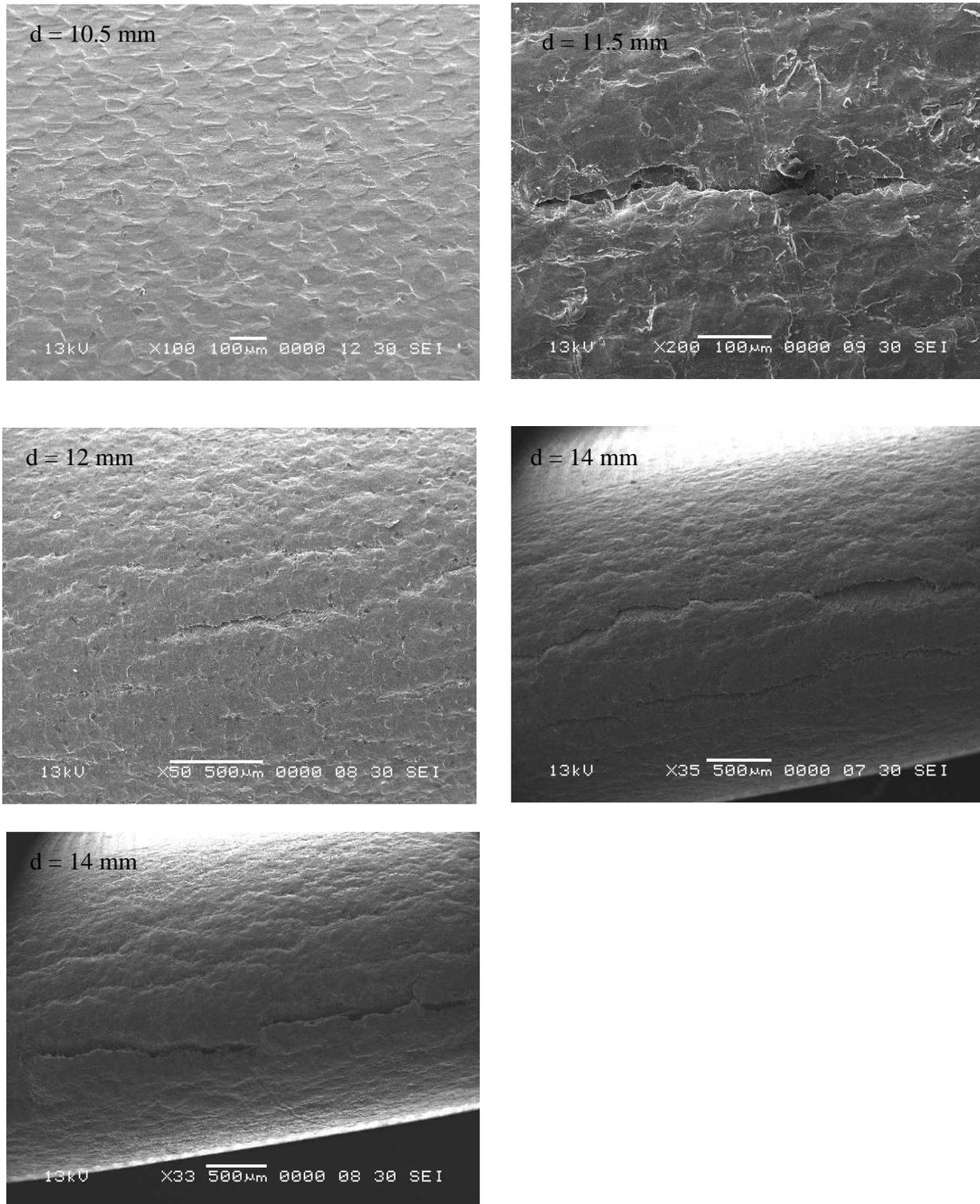


FIG. 6.44 – Observations au MEB du bord extérieur de l'éprouvette pliée, pour différentes valeurs du déplacement de la lame. La valeur critique de déplacement se situe aux environs de 12 mm.

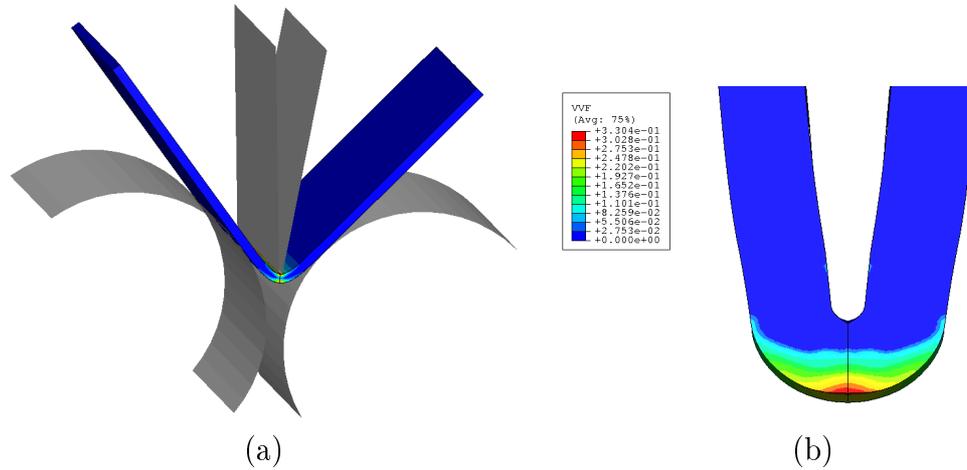


FIG. 6.45 – a) Déformée pour un déplacement de 11 mm (Une symétrie a été réalisée uniquement pour la visualisation). b) Isovaleurs de fraction volumique de porosités pour un déplacement de la lame de 14mm.

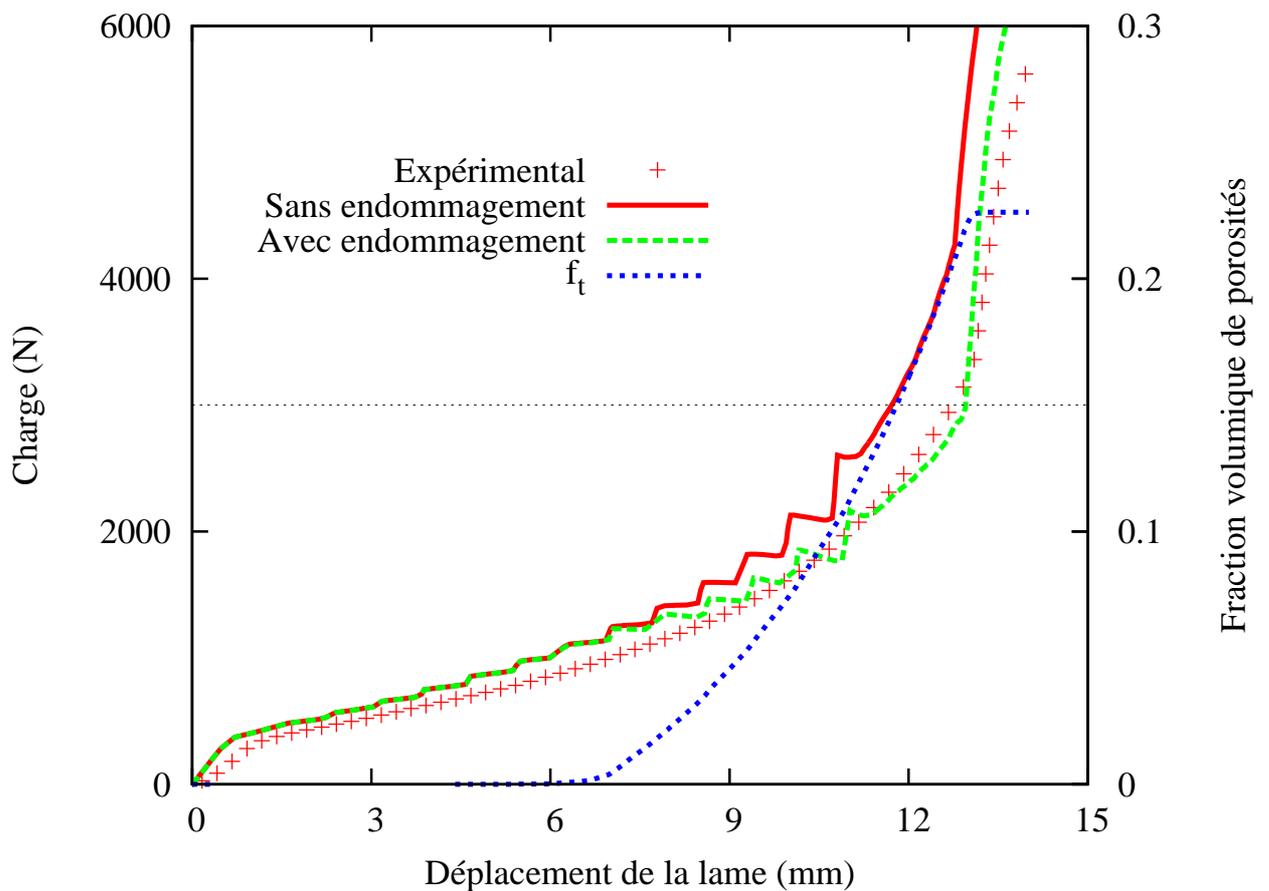


FIG. 6.46 – Évolution de la force en fonction du déplacement de la lame : comparaison expérience/simulation (le paramètre f_v correspond au paramètre f_{tc}).

6.5.2 Sertissage d'éprouvettes droites

Dans cette partie, on présente la simulation du procédé de sertissage avec les paramètres d'endommagement qui ont été optimisés sur les essais du paragraphe précédent. L'objectif est de valider ces paramètres ainsi que la démarche adoptée pour en déduire un critère de sertissabilité. Les éprouvettes sont celles de la section 6.3.1 (Figure 6.11). Elles ont une épaisseur initiale de 1 mm et leur largeur avant le tombage est égale à 100 mm. La hauteur de bord est prise égale à 9 mm. Les éprouvettes sont discrétisées avec des hexaèdres linéaires avec intégration réduite pour pallier aux problèmes de convergence au cours du calcul de la phase de sertissage (zone de forte flexion avec une gestion de contact supplémentaire entre la peau et la doublure). Les simulations sur les éprouvettes de la base d'identification ont toutefois montré des résultats équivalents entre des éléments sous-intégrés et des éléments à huit points d'intégration. Cette observation permet de ne pas invalider les paramètres identifiés précédemment. Deux cas ont été étudiés : la première éprouvette est dite saine, c'est-à-dire qu'elle n'a pas subi de prédéformation. Les paramètres du procédé de sertissage permettent l'obtention d'une zone pliée sans endommagement visible. La seconde éprouvette a subi une déformation homogène de 0.165 avant l'opération de tombage de façon à obtenir un endommagement important. Les paramètres du procédé de sertissage sont présentés dans le tableau 6.9 et les résultats sont présentés sur la figure 6.47.

TAB. 6.9 – Paramètres du procédé de sertissage pour les deux éprouvettes étudiées.

Paramètres	Prédéformation	Rayon de tombage	Hauteur de bord
Eprouvette saine	0	2 mm	9 mm
Eprouvette rompue	0.165	0.7 mm	9 mm

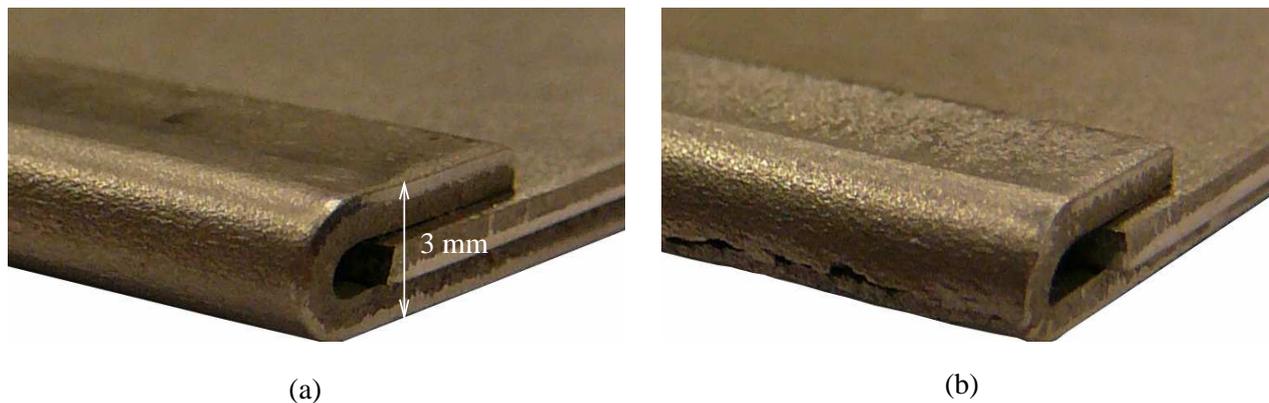


FIG. 6.47 – Aspect des bords sertis pour a) l'éprouvette saine et b) pour l'éprouvette rompue.

La doublure est modélisée par un corps déformable, la peau et la doublure étant constituées du même matériau (A6016) avec une épaisseur initiale de 1 mm. Pour réduire le temps de calcul, la moitié de l'éprouvette est simulée et des conditions de symétrie sont imposées. Suivant [6], le coefficient de frottement est de l'ordre de 0.19 (Chapitre 1) pour le contact entre les lames de sertissage et la peau, et égal à 0.12 avec les autres pièces. Les étapes de tombage, de présertissage et de sertissage sont simulées avec Abaqus standard en prenant en compte les retours élastiques intermédiaires par la modélisation des trajets inverses des outils. La peau et

la doublure sont maillées avec des hexaèdres linéaires. Le maillage de la peau est raffiné vers la zone en flexion pour atteindre une taille de maille de 0.25 mm, similaire à ce qui a été utilisé pour l'identification des paramètres. La loi de comportement de cette zone est celle du modèle de GTN modifié, alors que les autres zones de la peau ainsi que la doublure sont modélisées respectivement avec une loi élastoplastique et une loi élastique.

Dans un deuxième temps, l'étape de tombage est précédée d'une déformation plastique équivalente jusqu'à 0.165 en traction de l'éprouvette. Les courses des outils de sertissage sont différentes entre les deux simulations de manière à obtenir 45° après le retour élastique du présertissage et une épaisseur finale égale à trois fois l'épaisseur des tôles après l'opération de sertissage. La figure 6.48 montre un exemple de la répartition des isovaleurs de fraction volumique de porosités obtenue sur la zone pliée à la fin du sertissage.

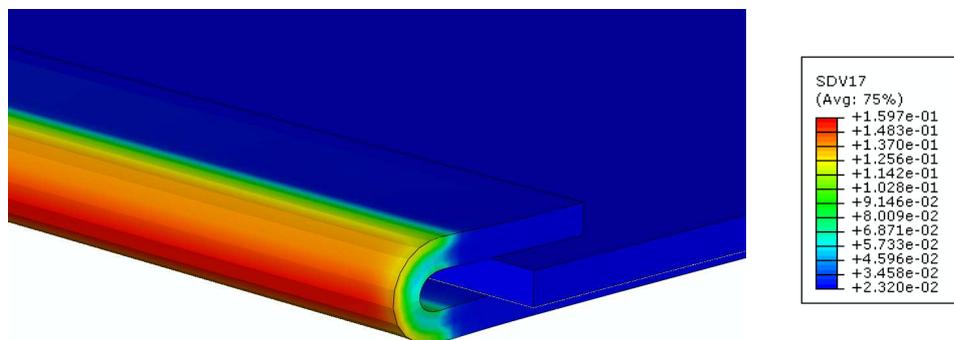


FIG. 6.48 – Répartition de la fraction volumique de porosités à la fin du sertissage.

Les figures 6.49 et 6.50 montrent l'évolution de la fraction volumique de porosités respectivement pour l'éprouvette saine et l'éprouvette prédéformée. La coalescence n'est pas prise en compte dans le modèle car on souhaite la convergence du calcul jusqu'à la fin de la phase de sertissage. Pour la configuration saine (Figure 6.49), on remarque que la fraction volumique totale de porosités reste inférieure à la valeur critique à la fin du sertissage. Par contre, cette valeur critique est atteinte au cours du sertissage pour la configuration la plus défavorable (Figure 6.50). Ces résultats confirment la pertinence de l'utilisation de f_{tc} pour évaluer le caractère sain ou rompu de la zone pliée. Des bornes supplémentaires sur la fraction volumique de porosités pourraient être introduites pour décrire les différents états de type « peau d'orange » plus ou moins marquée, après un étalonnage avec des observations expérimentales.

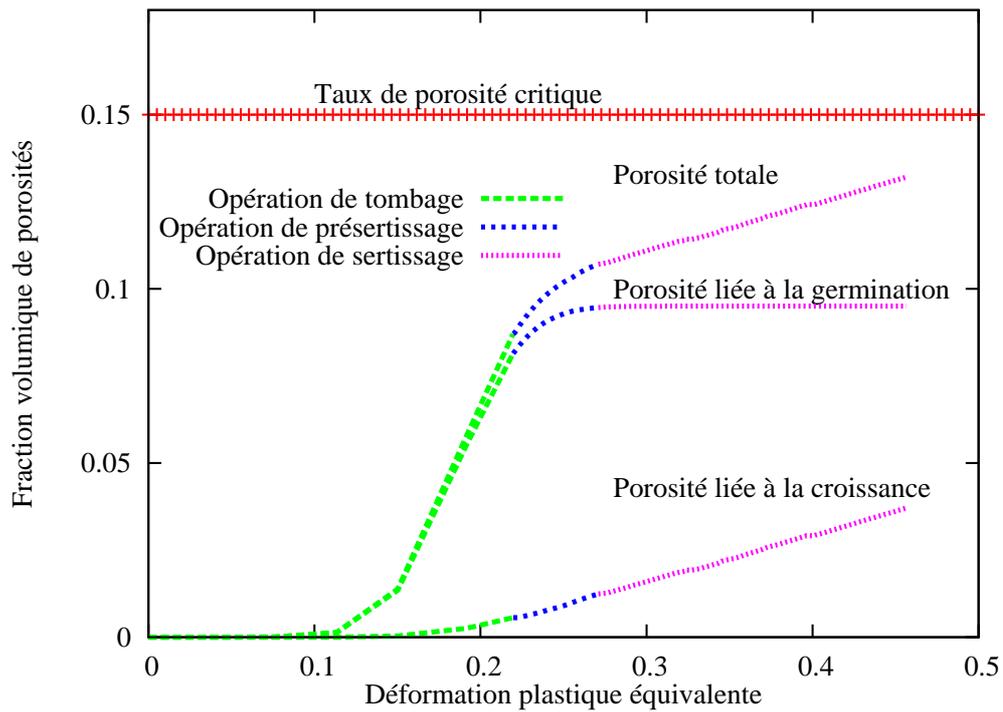


FIG. 6.49 – Évolution des fractions volumique de porosités au cours de la simulation du sertissage de l'éprouvette saine.

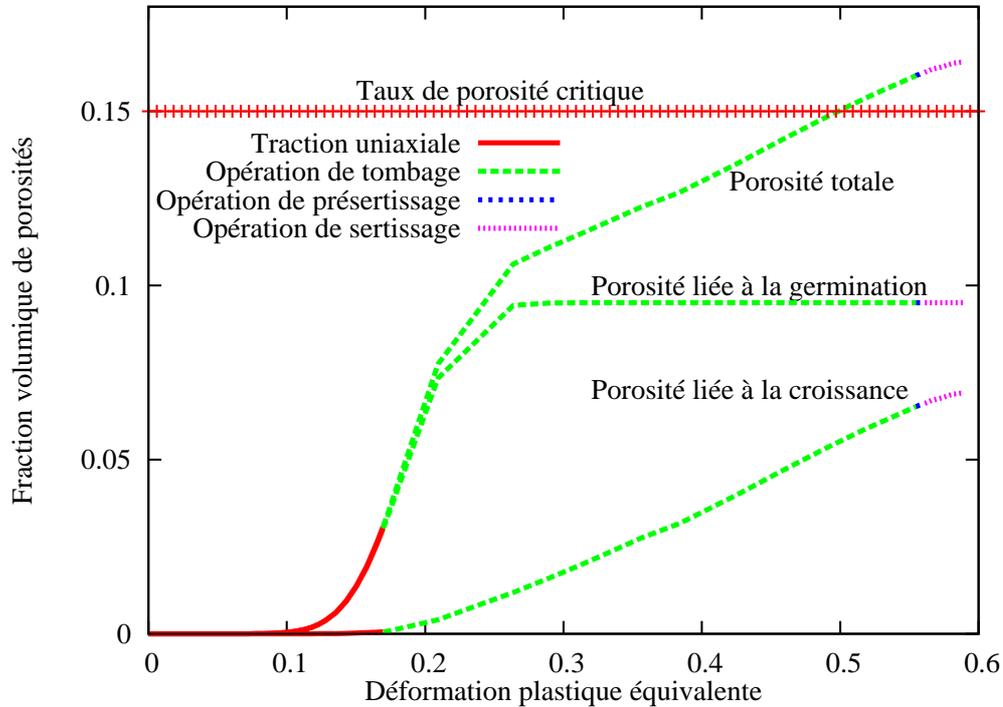


FIG. 6.50 – Évolution des fractions volumique de porosités au cours de la simulation du sertissage de l'éprouvette rompue.

6.6 Conclusion

Ce chapitre présente l'étude de l'endommagement dans la zone pliée au cours du sertissage pour un alliage d'aluminium A6016. La prédiction de l'endommagement est fondée sur l'utilisation d'un modèle de type Gurson-Tvergaard-Needleman choisi pour les résultats satisfaisants qui ont été obtenus sur des sollicitations proches du sertissage. Des essais de sertissage sur des géométries simples ont souligné l'importance de l'orientation de l'éprouvette par rapport à la direction de laminage sur l'apparition de l'endommagement. Le modèle de GTN utilisé prend donc en compte l'anisotropie plastique de la tôle à l'aide du critère de plasticité de Hill48.

Des essais de traction sur des éprouvettes à bords droits et entaillées, ainsi que des essais d'expansion biaxiale constituent la base expérimentale d'identification des paramètres du modèle d'endommagement. Ces essais ont été réalisés pour différentes orientations (0° , 45° et 90° par rapport à la DL) afin de déterminer les coefficients d'anisotropie de la tôle. L'influence du temps de maturation de l'alliage A6016 sur les propriétés mécaniques a également été analysée en menant deux campagnes d'essais identiques, avec des durées de stockage du matériau différentes. On observe une augmentation de la contrainte d'écoulement du matériau, ainsi que des déformations à la rupture inférieures dans le cas d'un stockage prolongé du matériau.

Les observations au MEB d'échantillons issus de ces éprouvettes ont souligné la difficulté de l'identification des paramètres du modèle d'endommagement par méthode directe. L'identification a donc été réalisée par méthode inverse, en modélisant les essais ne présentant pas de champs mécaniques homogènes par la méthode des éléments finis. Le jeu de paramètres ainsi obtenu permet une bonne description des essais de la base expérimentale et sont cohérents avec les données bibliographiques sur des alliages similaires.

Finalement, des essais représentatifs du procédé de sertissage, à savoir de pliage et de sertissage sur éprouvettes planes à bord droit, ont mis en évidence le lien entre les observations de l'endommagement sur les zones pliées et l'évolution de la fraction volumique des porosités. Ainsi, un critère de sertissabilité consistant à vérifier que la fraction volumique totale ne dépasse pas la fraction volumique critique de porosités, marquant ainsi le début de la coalescence des cavités, peut être adopté.

Conclusion générale

Ces travaux, réalisés dans le cadre d'une convention CIFRE entre PSA Peugeot Citroën et l'Université de Bretagne-Sud, concernent la caractérisation expérimentale et la simulation numérique du procédé de sertissage. Le sertissage est une technique d'assemblage des tôles métalliques par déformation plastique à froid, qui consiste à plier, en deux étapes, la peau extérieure sur la doublure d'un ouvrant automobile. Les procédés de sertissage classique et par roulage sont considérés.

Le premier chapitre présente l'état de l'art sur l'étude expérimentale et numérique du sertissage classique. Les études antérieures ont le plus souvent concerné des éprouvettes de sertissage à géométries simples, à savoir planes avec ou sans rayon de courbure dans le plan, qui ne sont pas toujours représentatives de la réalité. Elle permettent toutefois d'observer l'influence des principaux paramètres sur les enroulements, les efforts mis en jeu ainsi que les défauts d'aspect. Les principaux résultats des simulations numériques ont montré la possibilité d'utiliser un schéma d'intégration explicite avec des éléments de type coques pour la modélisation du procédé de sertissage, malgré la limitation théorique de ces éléments à des rayons de courbure de l'ordre de l'épaisseur des tôles. Les résultats mettent également en évidence l'influence du coefficient de frottement entre la peau et les lames, dont les valeurs ont été déterminées pour le procédé de sertissage classique.

Le deuxième chapitre est consacré à la caractérisation et à la modélisation du comportement mécanique des deux matériaux de l'étude, un alliage d'aluminium de la série 6000 (A6016) et un acier à bake hardening (E220BH). Des essais de traction uniaxiale et de cisaillement simple monotones et alternés, pour différentes orientations par rapport à la direction de laminage ont été réalisés pour caractériser le comportement mécanique. Les lois de comportement utilisées sont volontairement choisies parmi celles disponibles dans les logiciels de calcul par éléments finis métiers. Il s'agit de lois de comportement élastoviscoplastiques dont les paramètres de viscosité sont fixés à des valeurs conduisant à une très faible contribution visqueuse. Pour l'érouissage isotrope, on utilise la loi de Voce pour l'alliage d'aluminium et celle de Swift pour l'acier. L'érouissage cinématique est non linéaire de type Armstrong-Frederik pour les deux nuances. L'anisotropie des matériaux est représentée par le critère de plasticité de Hill 1948. L'identification de l'ensemble des paramètres de ces lois est réalisée avec le logiciel SiDoLo, fondée sur une méthode d'optimisation de type gradient. Les résultats montrent une faible anisotropie initiale de l'alliage d'aluminium comparée à celle de l'acier. L'effet Bauschinger des matériaux est peu marqué mais l'érouissage mixte permet néanmoins une meilleure description de la transition élastique-plastique lors de l'inversion de la charge.

Des essais de sertissage classique sur éprouvettes galbées ont été développés afin de compléter les résultats déjà existants au sein de PSA Peugeot Citroën ; ils sont présentés dans le chapitre 3. Ces éprouvettes possèdent des combinaisons de galbes et de rayons de courbure dans le plan. Pour l'obtention du galbe, des prédéformations similaires à celle obtenues après mise en forme précèdent la phase de tombage. Pour tomber et sertir ces éprouvettes, un dispositif spécifique a été conçu. La phase de tombage réalisée sur six configurations d'éprouvettes a montré l'importance du rayon de galbe sur l'obtention de la hauteur de bord et sur l'amplitude du retour élastique. Pour le présertissage et le sertissage classique, la même tendance est observée pour l'enroulement et pour les efforts. Globalement, on observe une sensibilité plus

importante de l'alliage d'aluminium aux différents paramètres géométriques par rapport à l'acier. Ce dispositif a également été utilisé pour le sertissage par roulage, en utilisant un robot de manipulation. Les essais montrent un comportement différent de celui obtenu par sertissage classique. Les éprouvettes sont plus sensibles à l'apparition des plis, engendrés par des états de compression et de traction circonférentielles, liés à la géométrie, mais également au changement de courbure rencontré lors du passage du galet. Les efforts et les enroulements sont plus faibles que pour le sertissage classique et les défauts de ligne en creux sont moins marqués. L'amplitude de ce défaut présente d'ailleurs une dissymétrie le long de l'éprouvette générée par les descentes de l'outil aux extrémités.

La simulation numérique du sertissage classique sur les éprouvettes planes et galbées, avec les lois de comportement identifiées au chapitre 2, est présentée dans le chapitre 4 et met en évidence l'importance de l'histoire des déformations sur les résultats numériques. On remarque une meilleure description de l'évolution des efforts avec la loi de comportement possédant un écrouissage mixte mais l'apparition des plis au tombage et au présertissage est sur-estimée. Les lois de comportement utilisant une surface de charge anisotrope et un écrouissage isotrope présentent donc le meilleur compromis. L'amplitude du retour élastique après tombage est similaire pour les trois types de lois de comportement et l'ouverture du bord tombé et préserti pour les galbes en allongement est sur-estimée et inversement, sous-estimée pour les galbes en rétreint. Les enroulements et les efforts de présertissage/sertissage sont mieux prédit avec la loi à écrouissage mixte grâce à une meilleure prédiction des flambements locaux.

Le cinquième chapitre s'intéresse à la simulation numérique du sertissage par roulage. La présentation des différentes méthodes utilisées pour décrire le mouvement du galet montre la difficulté de la modélisation des trajectoires complexes avec un outil de simulation standard. Une version prototype du logiciel Pamstamp2G a donc été développée pour le sertissage par roulage et a été validée avec les éprouvettes galbées. Les procédés de sertissage classique et par roulage sont des procédés quasi-statique ce qui impliquent la stabilisation du calcul. La vitesse du galet ne doit pas dépasser 5 m.s^{-1} pour que l'énergie cinétique reste négligeable devant l'énergie interne. Pour ces configurations, la vitesse de 20 m/s présente les mêmes résultats en terme d'enroulement et d'angle d'ouverture, avec des temps de calcul divisés par 6 environ. La prise en compte de la rotation du galet autour de son axe de révolution en considérant un coefficient de frottement de l'ordre de 0.12 entre le galet et la peau permet de s'approcher des résultats expérimentaux sans dégrader les temps de calcul. L'étude a montré une influence importante du coefficient de frottement lorsque la rotation du galet est libre mais sous-estime les mesures expérimentales. Les lois de comportement n'influencent pas les résultats numériques de l'enroulement et présente des temps de calcul équivalents. L'amplitude des plis est exagérée lorsque l'histoire des déformations avant l'opération de tombage est négligée et présente des enroulements qui sur-estiment de façon non-négligeable les valeurs expérimentales.

Afin de valider numériquement les procédés, un critère limite de sertissabilité est proposé dans le sixième chapitre, pour l'alliage d'aluminium. Il est fondé sur la prise en compte de l'endommagement ductile qui se développe au cours de la déformation plastique. L'identification des paramètres d'un modèle de type Gurson, modifié pour prendre en compte l'anisotropie de la matrice et la coalescence, est réalisée à partir de trois types d'essais. Il s'agit d'essais de traction sur éprouvettes droites ou entaillées ainsi que d'un essai d'expansion biaxiale. Ces essais ont des taux de triaxialité équivalents aux taux de triaxialité rencontrés lors du sertissage. L'identi-

fication par méthode inverse contourne le problème des champs mécaniques non-homogènes en modélisant par éléments finis les essais de traction sur éprouvettes entaillées et celui d'expansion biaxiale. La prise en compte de l'endommagement conduit à une description satisfaisante des essais. Les résultats obtenus sur des essais représentatifs du sertissage ont montré la pertinence du modèle pour proposer un critère de sertissabilité fondé sur le dépassement de la fraction volumique de porosité critique déclenchant la coalescence.

Perspectives

Les travaux présentés dans ce mémoire laissent entrevoir quelques perspectives scientifiques et industrielles, notamment sur la modélisation du comportement mécanique des matériaux, le développement d'un critère de sertissabilité et l'amélioration des outils numériques.

La modélisation des éprouvettes planes avec le code Abaqus utilisant des éléments 3D a montré que le procédé de sertissage génère des contraintes de cisaillement non négligeables au niveau du rayon de courbure de la peau. La caractérisation expérimentale du comportement mécanique dans l'épaisseur de la tôle est délicate et les critères de plasticité sont souvent fondés sur une hypothèse d'isotropie dans l'épaisseur. Une modélisation micro-macro à partir de la texture cristallographique du matériau pourrait fournir des essais virtuels afin de lever cette dernière hypothèse. Pour modéliser plus fidèlement le procédé de sertissage dans un code industriel, il est nécessaire d'utiliser des éléments coques prenant en compte l'évolution de l'épaisseur et de la contrainte de cisaillement dans l'épaisseur au cours du calcul. Dans le domaine de la mise en forme par emboutissage de pièces industrielles, les codes utilisent souvent des coques minces avec l'adoption d'hypothèses ne permettant pas de considérer ces composantes du tenseur de contrainte. Une étude pourrait être menée afin de déterminer la pertinence de ce type d'élément sur les résultats, notamment sur la prédiction de l'enroulement.

De nombreux essais à l'atelier ont montré la forte influence de la colle sur l'aspect final de la liaison après sertissage. Cette colle est généralement constituée de billes métalliques, de faible taille, qui pénètrent dans la peau et la doublure lors de la phase finale du sertissage de manière à assurer un meilleur maintien de la liaison sertie. L'utilisation de la colle peut donc engendrer l'apparition de plis importants ou encore de défauts d'aspect sur la surface visible du véhicule. Il serait donc intéressant d'intégrer la colle à la modélisation du sertissage, notamment en sertissage par roulage qui accentue le phénomène de plis.

Depuis peu, une nouvelle technologie de sertissage s'est fortement développée. Il s'agit d'une amélioration du procédé de sertissage par roulage, appelée sertissage « bi-molette ». Deux galets sont disposés l'un à la suite de l'autre, sur un même robot : le premier galet est généralement incliné à environ 45° pour effectuer le présertissage du bord de la tôle avant la phase de sertissage, réalisée par le passage du deuxième galet. L'obtention de la liaison sertie est ainsi réalisée en un seul passage du robot, diminuant fortement le temps de cycle qui était le principal inconvénient de ce procédé. La difficulté de la mise en données réside dans le pilotage des deux galets. Il est en effet nécessaire de disposer des liaisons complexes entre les deux galets pour modéliser la rotation autour de leur axe de révolution (si nécessaire) ainsi que les différents ressorts intégrés dans cette tête de robot complexe. L'utilisateur doit pouvoir exploiter aisément l'ensemble des degrés de liberté du robot afin de piloter correctement les deux trajectoires en même temps. L'utilisation de cette technologie est de plus en plus courante au sein de PSA Peugeot Citroën ce qui nécessite l'amélioration du prototype roulage de Pamstamp2G ainsi que la mise en place de nouveaux essais expérimentaux sur des ouvrants industriels, ayant subis plusieurs phases de mise en forme.

Les résultats obtenus avec le modèle de GTN modifié pour la prédiction de l'aspect de la zone pliée sont encourageants. Il semble désormais intéressant de disposer d'un modèle d'endommagement plus complexe, de manière à prendre en considération différentes formes de cavités ou

encore une évolution de la fraction volumique de porosités critique dépendant de la pression hydrostatique, et également d'utiliser des méthodes numériques pour s'affranchir de la forte dépendance à la taille de maille. La comparaison de cette approche de type endommagement ductile avec des critères de rupture macroscopiques, comme ceux de Latham-Cockroft ou Oyane serait intéressante et permettrait de disposer d'un critère de sertissabilité non couplé, comme pour les CLF.

Bibliographie

- [1] Décret n°2005-295. *Journal Officiel* 75, 31 mars 2005.
- [2] H. LIVATYALI, A. MUDERRISOGLU, M. A. AHMETOGLU, N. AKGEMAN, G. KINZEL et T. ALTAN : Improvement of hem quality by optimizing flanging and pre-hemming operations using computer aided die design. *Journal of Materials Processing Technology*, 98:41–52, 2000.
- [3] A. MUDERRISOGLU, M. MURATA, M. A. AHMETOGLU, G. KINZEL et T. ALTAN : Bending, flanging and hemming of aluminum sheet - an experimental study. *Journal of Materials Processing Technology*, 59:10–17, 1996.
- [4] G. ZHANG, X. WU et S. J. HU : A study on fundamental mechanisms of warp and recoil in hemming. *Journal of Engineering Materials and Technology*, 123:436–441, 2001.
- [5] H. LIVATYALI, H. LAXHUBER et T. ALTAN : Experimental investigation of forming defects in flat surface-convex edge hemming. *Journal of Materials Processing Technology*, 146:20–27, 2004.
- [6] C. LANGE : *Etude physique et modélisation numérique du procédé de sertissage de pièces de carrosserie*. Thèse de doctorat, Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris, 2006.
- [7] A. COL : Emboutissage des tôles - aspect mécaniques. *Technique de l'Ingénieur*, B7511:1–9, 2002.
- [8] E. FELDER : Tribologie de l'emboutissage. *Technique de l'Ingénieur*, B7535:1–33, 1994.
- [9] F. RONDÉ-OUSTAU : Conception et mise au point d'une gamme d'emboutissage. *Technique de l'Ingénieur*, B750:1–14, 2009.
- [10] E. H. ATZEMA, R. BAARTMAN et A. J. H. KLOMP : Finite element simulations of the hemming process. *Dans Numisheet*, pages 933–939, Balkema, 1998.
- [11] H. LIVATYALI et S. J. LARRIS : Experimental investigation on forming defects in flat surface-convex edge hemming : roll, recoil and warp. *Journal of Materials Processing Technology*, 153-154:913–919, 2004.
- [12] G. ZHANG, H. HAO, X. WU et S. J. HU : An experimental investigation of curved surface-straight edge forming. *Journal of Manufacturing Processes*, 2 (4):241–246, 2000.
- [13] P. HU, D. Y. LI et Y. X. LI : Analytical models of stretch and shrink flanging. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 43:1367–1373, 2003.
- [14] H. LIVATYALI et T. ALTAN : Prediction and elimination of springback in straight flanging using computer aided design methods. Part I. experimental investigations. *Journal of Materials Processing Technology*, 117:262–268, 2001.
- [15] N. Le MAOÛT : *Etude physique et modélisation numérique du procédé de sertissage pour les ouvrants d'automobiles*. Rapport technique, Rapport master professionnel à l'Université de Bretagne-Sud, 2005.

- [16] M. SVENSSON et K. MATTIASON : The influence on the roll-in in hemming. A comparison between FE-simulations and practical tests. *Dans 5th International Conference and Workshop on Numerical Simulation of 3D Sheet Metal Forming Process (Numisheet), 21-25 October, Jeju Island (South Korea), 2002.*
- [17] M. SVENSSON et K. MATTIASON : Three-dimensional simulation of hemming with the explicit FE-method. *Journal of Materials Processing Technology*, 128:142–154, 2002.
- [18] R. HILL : The mathematical theory of plasticity. *Oxford science publications*, 1950.
- [19] F. BARLAT, D. J. LEGE et J. C. BREM : A six-component yield function for anisotropic materials. *International Journal of Plasticity*, 7:693–712, 1991.
- [20] J. L. BATOZ et G. DHATT : *Modélisation des structures par éléments finis, Vol.3, Coques.* Ed. Hermès, Paris, 1992.
- [21] T. J. R. HUGUES : *Numerical implementation of constitutive models : rate-independent deviatoric plasticity.* S Nemat-Nasser et al (The Netherland : Martinus Nijhoff), 1984.
- [22] J. L. CHABOCHE : Constitutive equations for cyclic plasticity and cyclic viscoplasticity. *International Journal of Plasticity*, 5:247–302, 1989.
- [23] J. J. BERTRANDIE : Profilage. *Technique de l'ingénieur*, BM 7 574:1–8, 2008.
- [24] Q. V. BUI et J. P. PONTHOT : Numerical simulation of cold roll-forming processes. *Journal of Material Processing Technology*, 202:275–282, 2008.
- [25] J. P. PONTHOT : *Traitement unifié de la mécanique des milieux continus solides en grandes transformations par la méthode des éléments finis.* Thèse de doctorat, University of Liège, 1995.
- [26] S. THUILLIER et P. Y. MANACH : Comparison of the work-hardening of metallic sheets using tensile and shear strain paths. *International Journal of Plasticity*, doi :10.1016/j.ijplas.2008.07.002, 2008.
- [27] M. C. OLIVIERA, J. L. ALVES, B. M. CHAPARRO et L. F. MENEZES : Study on the influence of work-hardening modeling in springback prediction. *International Journal of Plasticity*, 23:516–543, 2007.
- [28] I. N. VLADIMIROV, M. P. PIETRYGA et S. REESE : Prediction of springback in sheet forming by a new finite strain model with nonlinear kinematic and isotropic hardening. *Journal of Material Processing Technology*, doi :10.1016/j.jmatprotec.2008.09.027, 2008.
- [29] G. CAILLETAUD et P. PILVIN : Identification and inverse problems related to material behaviour. *Dans Second International Symposium on Inverse Problems in Engineering Mechanics (ISIP'94)*, pages 79–86, Paris (France), 1994.
- [30] P. ERIEAU et P. PILVIN : Utilisation de modèles de comportement hiérarchiques pour la simulation de la mise en forme de matériaux métalliques. Rapport technique, Rapport de stage école centrale Paris, 1999.
- [31] P. G. MCCORMICK, S. VENKADESAN et C. P. LING : Propagative instabilities : an experimental view. *Scripta Metallurgica et Materiala*, 29:1159–1164, 1993.
- [32] S. GALLÉE, P. Y. MANACH et S. THUILLIER : Mechanical behaviour of a metastable austenitic stainless steel under simple and complex loading paths. *Materials Science and Engineering*, 466:47–55, 2007.
- [33] P. Y. MANACH et N. COUTY : Elastoviscohysteresis constitutive law in convected coordinate frames : application to finite deformation shear tests. *Computational Mechanics*, 28:17–25, 2001.

- [34] Z. HU, E. F. RAUCH et C. TEODOSIU : Work-hardening behaviour of mild steel under stress reversal at large strains. *International Journal of Plasticity*, 8:839–856, 1992.
- [35] J. BESSON, G. CAILLETAUD, J. L. CHABOCHE et S. FOREST : *Mécanique non linéaire des matériaux*. Hermès Science, Paris (France), 2001.
- [36] N. BOCHUD, J. L. ALVES, M. C. OLIVIERA et L. F. MENEZES : Constitutive parameters identification of advanced yield criteria from a reduced base of experimental results. *Dans 7th International Conference and Workshop on Numerical Simulation of 3D Sheet Metal Forming Processes (Numisheet), 1-5 September 2008*, pages 79–84, Interlaken (Suisse), 2008.
- [37] J. LEMAITRE et J. L. CHABOCHE : *Mécanique des matériaux solides*. Dunod, Paris (France), 1985.
- [38] P. J. ARMSTRONG et C. FREDERIKS : A mathematical representation of the multiaxial bauschinger effect. *Technical report of Central Electricity Generating Board, RD/B/N731*, 1966.
- [39] H. C. WU : Anisotropic plasticity for sheet metals using the concept of combined isotropic-kinematic hardening. *International Journal of Plasticity*, 18:1661–1682, 2002.
- [40] C. LANGE, E. FELDER, E. MASSONI, P. AUGER et A. Kanji NANJI : Hemming simulations with different element formulations and material models. *Dans International Deep Drawing Research Group (IDDRG) conference, 20-22 June*, Besançon (France), 2005.
- [41] P. PILVIN : Identification des paramètres de modèles de comportement. *Dans International seminar on the inelastic behaviour of Solids Mecamat*, pages 155–161, Besançon (France), 1988.
- [42] B. M. CHAPARRO, S. THUILLIER, L. F. MENEZES, P. Y. MANACH et J. V. FERNANDES : Material parameters identification : Gradient-based, genetic and hybrid optimization algorithms. *Computational Material Science*, 44 (2):339–346, 2008.
- [43] SATIMAGE : *How Satimage profilometers work*. <http://www.satimage.fr>, 2003.
- [44] ESI GROUP : *User's Guide*. release Juil. 05, 2005.
- [45] M. SIGVANT : *The hemming process, a numerical and experimental study*. Thèse de doctorat, Chalmers University of Technology, Department of Structural Engineering and Mechanics, 2003.
- [46] N. Le MAOÛT, S. THUILLIER, P. Y. MANACH, D. DEBOIS et J. C. WADOUX : Numerical simulation of flat-surface roll hemming : influence of geometry and material models. *Dans International Deep Drawing Research Group (IDDRG) conference, 19-21 June*, Porto (Portugal), 2006.
- [47] D. HIBBITT, B. KARLSSON et P. SORENSEN : Getting started with ABAQUS/Explicit - interactive version. *Hibbitt, Karlsson & Sorensen*, page Inc., 2002.
- [48] S. P. KEELER : Determination of forming limits in automotive stamping. *SAE Technical paper*, no. 650535, 1965.
- [49] G. M. GOODWIN : Application of strain analysis to sheet metal forming problems. *in the press shop*. *SAE Technical paper*, no. 680093, 1968.
- [50] A. COL : Emboutissage des tôles - importance des modes de déformation. *Technique de l'Ingénieur*, BM7510:1–20, 2002.

- [51] E. T. TILL, C. WALCH et H. PAULI : A note on forming limits and forming limit stress diagrams. *Dans International Deep Drawing Research Group (IDDRG) conference, 19-21 June, Porto (Portugal), 2006.*
- [52] A. COL : Flcs : Are we at a turn? *Dans International Deep Drawing Research Group (IDDRG) conference, pages 18–28, Besançon (France), 2005.*
- [53] S. KOHARA, E. A. STARKE, T. H. SANDERS et W. A. CASSADA : Influence of strain path on the forming-limit curve in aluminium. *Dans ICAA International conference n° 7, pages 431–438, Charlottesville VA (USA), 2005.*
- [54] Norme 315380 : Validation des matériaux aluminium utilisés sur des liaisons serties pour la caisse en blanc. Rapport technique, Norme PSA Peugeot Citroën, 2005.
- [55] J. LEMAITRE : A continuous damage mechanics model for ductile fracture. *Journal of Engineering Materials and Technology, 107:83–89, 1985.*
- [56] J. P. CORDEBOIS et F. SIDOROFF : Endommagement anisotrope en élasticité et plasticité. *Journal de Mécanique Théorique et Appliquée, N° spécial, 1982.*
- [57] A. L. GURSON : Continuum theory of ductile rupture by void nucleation and growth : Part I - yield criteria and flow rules for porous ductile media. *Journal of Materials Processing Technology, 99:2–15, 1977.*
- [58] V. TVERGAARD : Effects of nonlocal damage in porous plastic solids. *International Journal of Solids and Structures, 32:1063–1077, 1995.*
- [59] A. BACHA, D. DANIEL et H. KLOCKER : Metal ductility at low stress triaxiality application to sheet trimming. *Journal of Materials Processing Technology, 203:480–497, 2008.*
- [60] S. SHIMA et M. OYANE : Plasticity theory for porous metals. *International Journal of Mechanical Sciences, 18:285–291, 1976.*
- [61] C. C. CHU et A. NEEDLEMAN : Void nucleation effects in biaxially stretched sheets. *Journal of Engineering Materials and Technology, 102:249–256, 1980.*
- [62] M. BRUNET, F. MORESTIN et H. WALTER-LEBERRE : Failure analysis of anisotropic sheet-metals using a non-local plastic damage model. *Journal of Materials Processing Technology, 170:457–470, 2005.*
- [63] A. BACHA, D. DANIEL et H. KLOCKER : On the determination of true stress triaxiality in sheet metal. *Journal of Materials Processing Technology, 184:272–287, 2007.*
- [64] P. W. BRIDGMAN : The stress distribution at the neck of a tension specimen. *Transactions of American society for metals, 32:553–574, 1944.*
- [65] Z. L. ZHANG, M. HAUGE, J. ØDEGÅRD et C. THAULOW : *International Journal of Solids and Structures, 36:3497–3516, 1999.*
- [66] C. K. OH, Y. J. KIM, J. H. BAEK, Y. P. KIM et W. KIM : A phenomenological model of ductile fracture for API X65 steel. *International Journal of Mechanical Sciences, 49:1399–1412, 2007.*
- [67] H. Y. CHE, L. ZHU, D. Z. SUN, J. H. CHEN et H. ZHU : Characterization and modeling of aluminium extrusion damage under crash loading. *Thin-walled Structures, 45:383–392, 2007.*
- [68] R. De BORST, L. J. SLUYS, H. B. MUHLHAUS et J. PAMIN : Fundamental issues in finite element analyses of localisation of deformation. *Engineering Computation, 10:99–121, 1999.*

- [69] G. COURT, O. ALLIX et M. MAHÉ : Modèle à taux de croissance limité pour la prévision de la rupture ductile de structures en grandes déformations. *Dans 17ème congrès français de mécanique*, Troyes (France), 2005.
- [70] J. JACKIEWICZ et M. KUNA : Non-local regularization for FE simulation of damage in ductile materials. *Computational Materials Science*, 28:684–695, 2003.
- [71] M. GRANGE : *Fragilisation du zircaloy 4 par l'hydrogène : comportement, mécanisme d'endommagement, couplage avec l'oxydation, simulation numérique*. Thèse de doctorat, Ecole des Mines de Paris, 1998.
- [72] GOMMBH : *Aramis user manual*. version 5.4.1, 2004.
- [73] J. WOODTHORPE et R. PEARCE : The anomalous behaviour of aluminium sheet under balanced biaxial tension. *International Journal of Mechanical Sciences*, 12:341–347, 1970.
- [74] S. FAVIER : *Contribution à l'étude de l'endommagement de matériaux métalliques contenant des particules dures : Application à l'alliage d'aluminium 3004-H19*. Thèse de doctorat, Institut National Polytechnique de Grenoble, 1995.
- [75] L. FERMEY : Observation et modélisation de l'endommagement dans un alliage d'aluminium. Rapport technique, Rapport de stage master 2^{ème} année GM à l'Université de Bretagne-Sud, 2008.
- [76] K. SAANOUNI, J. F. MARIAGE, A. CHEROUAT et P. LESTRIEZ : Numerical prediction of discontinuous central bursting in axisymmetric forward extrusion by continuum damage mechanics. *Computers and Structures*, 82:2309–2332, 2004.
- [77] M. BRUNET et F. MORESTIN : Experimental and analytical necking studies of anisotropic sheet metals. *Journal of Materials Processing Technology*, 112:214–226, 2001.
- [78] J. H. SCHMITT et J. M. JALINIER : Damage in sheet metal forming. *I. Physical behaviour*, *Acta Metallurgica*, 30:1789–1798, 1982.

Annexe A

Développement d'un module « roulage » dans Pamstamp2G

Afin de compléter les fonctionnalités de la modélisation du sertissage par roulage, une collaboration avec l'entreprise ESI Group a permis de mettre en place des outils supplémentaires dans le logiciel Pamstamp2G. L'ensemble des développements a pu être réalisé dans une version prototype du logiciel Pamstamp2G 2008, qui est utilisée pour les simulations des éprouvettes galbées présentées dans cette annexe. Cette collaboration a été mise en place dans le cadre du projet EMOA¹(Excellence dans la Maîtrise de l'Ouvrant Automobile Haut de Gamme). Les paragraphes suivants décrivent le principe de fonctionnement du prototype.

Dans un premier temps, l'utilisateur doit définir une courbe 3D qui peut être extraite directement de la CAO de la pièce. Cette courbe représente la trajectoire que doit suivre le galet de présertissage et de sertissage. Cette ligne est discrétisée en un certain nombre de points, définis comme étant les points de passage du galet. La discrétisation n'est pas uniforme de façon à obtenir une densité de points plus ou moins importante en fonction de la courbure locale de la courbe 3D (Figure A.1). Comme pour le calcul du raffinement du maillage, l'utilisateur autorise une flèche maximum entre deux nœuds en fonction de la précision du calcul de la trajectoire qu'il souhaite obtenir. Dans l'exemple de la figure A.1, les points sont concentrés dans les zones 1 et 2, qui présentent des rayons de courbure. La zone plane 3 possède uniquement des points à ses extrémités.

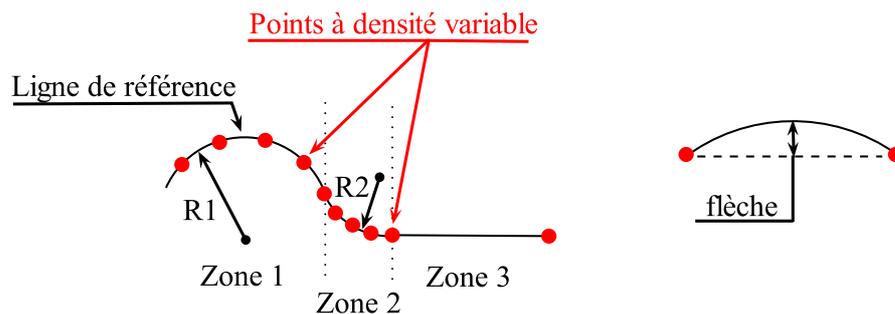


FIG. A.1 – Définition de la trajectoire du prototype sertissage par roulage avec Pamstamp2G. Discrétisation de ligne de trajectoire en fonction des rayons de courbure locaux.

Un repère local est attaché à chacun des points (Figure A.2). L'axe \vec{Z} de ce repère correspond à la normale au galbe de la surface de référence, qui généralement la peau. Cet axe permet de déterminer l'inclinaison à imposer au bras du robot. L'axe \vec{X} est tangent à la courbe de référence et représente la direction d'avancement du robot. Finalement, par construction, l'axe \vec{Y} est parallèle à l'axe de rotation théorique du galet.

L'ensemble des repères représente la position théorique du galet à adopter de manière à réaliser la phase de sertissage de l'ouvrant. Des repères secondaires sont alors construits au niveau de ces points discrétisés afin de définir les inclinaisons particulières du galet, selon les phases à modéliser (Figure A.3). L'angle de présertissage engendre une rotation autour de l'axe \vec{X} permettant l'inclinaison souhaitée du galet au cours du procédé. L'angle d'hélice est plus rarement utilisé et permet au galet de se translater en « crabe ». Ce dernier paramètre du procédé est essentiellement utilisé lors de la mise au point finale des trajectoires afin de limiter ou d'augmenter volontairement la valeur des enroulements obtenus sur la pièce. Ces

¹Projet du pôle de compétitivité Automobile Haut de Gamme (2007-2010).

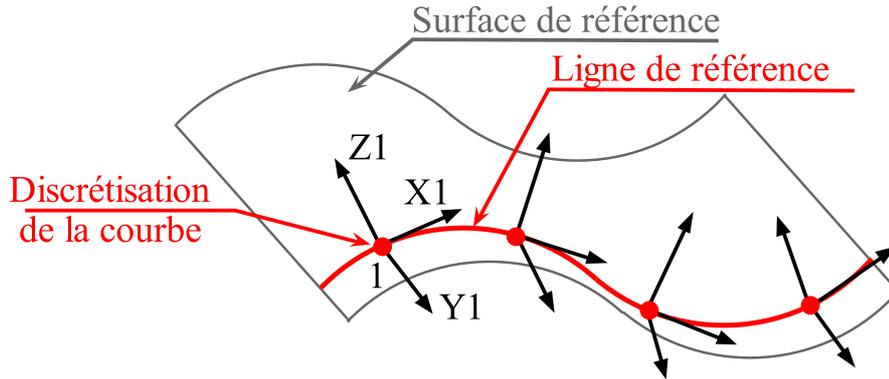


FIG. A.2 – Définition de la trajectoire du prototype sertissage par roulage avec Pamstamp2G. Définition des repères associés aux points de discrétisation de la courbe 3D.

deux angles peuvent être combinés et sont définis pour chacun des repères de référence de la trajectoire.

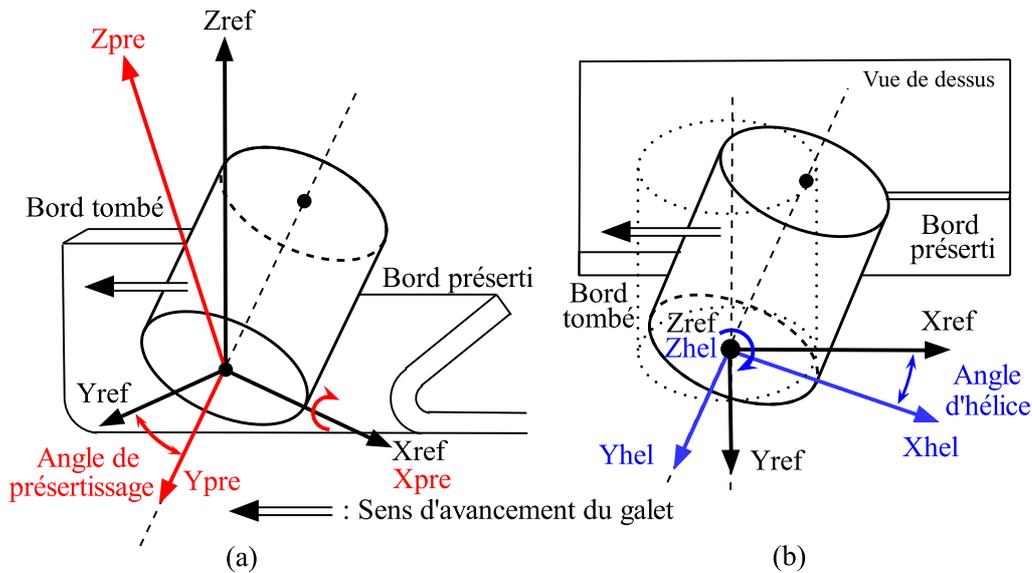


FIG. A.3 – a) Angle de présertissage et b) d'hélice du positionnement du galet sur la peau.

Dans un second temps, l'utilisateur doit définir la forme du galet qui sera combinée avec la trajectoire. Il existe une bibliothèque conséquente de géométries de galets disponibles dans la version prototype du logiciel. La figure A.4 présente les géométries de galet les plus fréquemment rencontrées dans les problématiques industrielles. Une portion de bras de robot est modélisée et reliée au galet et un repère est associé à ce bras. La position de ce repère peut-être définie par l'utilisateur par rapport à la génératrice du galet en contact. Ce paramètre supplémentaire permet de placer le robot correctement sur le bord à présertir ou à sertir en fonction de l'emplacement de la ligne de référence. Par exemple, pour une ligne de référence située sur la surface inférieure de la peau (en contact avec la matrice), on place le repère à deux fois l'épaisseur de la peau plus l'épaisseur de la doublure lors de la phase de sertissage afin de décaler la génératrice de contact du galet au niveau de l'épaisseur sertie.

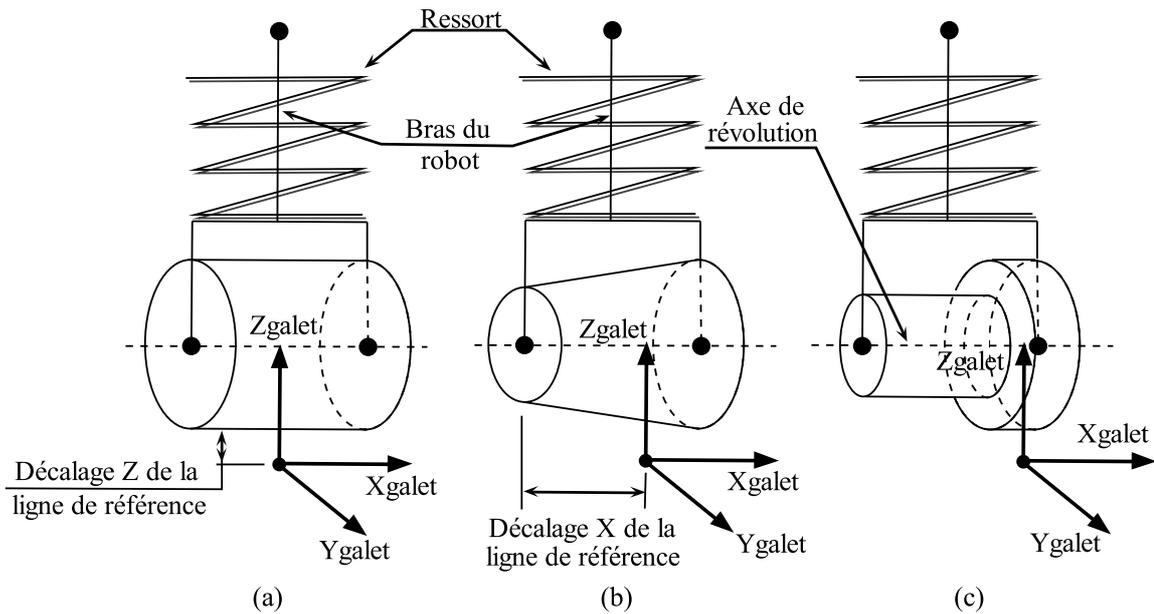


FIG. A.4 – Schématisation des bras du robot de manipulation et des différentes géométries de galets supportées par la version prototype du logiciel. a) Galet cylindrique, b) galet conique et c) galet pour un bord serti « goutte d'eau ».

La figure A.5 représente la modélisation complète de l'outil de sertissage par roulage. Il est composé de deux parties : un galet et un bras. La surface du galet est maillée avec des éléments coques, comme pour la deuxième modélisation avec Pamstamp2G. Le bras est modélisé simplement par deux éléments, qui n'ont aucune partie en commun, l'extrémité du bras du robot est uniquement placé sur le barycentre du galet. Le repère propre au robot est placé par rapport à la génératrice de contact du galet mais appartient à l'élément bras. Le déplacement du robot est réalisé en superposant successivement le repère du robot avec le repère secondaire de chacun des points de la courbe discrétisée. Le mouvement du galet n'est régi que par sa liaison avec le bras du robot. Il existe plusieurs types de liaison dont la plus complexe permet une translation libre du galet dans la direction \vec{Z}_{galet} du repère combiné à une rotation libre autour de l'axe \vec{X}_{galet} . Les autres degrés de liberté relatifs entre les deux objets sont figés. Lorsque la rotation du galet autour de son axe de révolution est libre, c'est le coefficient de frottement entre le galet et la tôle qui va engendrer sa rotation. Lorsque la translation est libre, une force suiveuse est appliquée sur le galet permettant de simuler l'action du ressort. Des butées mécaniques virtuelles sont appliquées au déplacement afin d'éviter les déplacements exagérés du galet dans le cas d'un effort de réaction de tôle trop important (double plis) ou nul (sortie du galet).

La figure A.6 présente un exemple d'association de la modélisation du robot sur une géométrie présentant des galbes en rétreint et en allongement. Pour positionner le galet en dehors de la tôle avant le début du présertissage ainsi que pour sortir le galet à la fin de l'étape de sertissage, deux points de passage supplémentaires sont ajoutés au début et la fin de la trajectoire. L'utilisateur est libre de décider de la direction du trajet que le robot doit effectuer au début et à la fin de l'étape. Lors de ces mouvements particuliers de l'outil, le galet n'est plus en contact avec la tôle et l'application de la force suiveuse peut engendrer la désolidarisation du

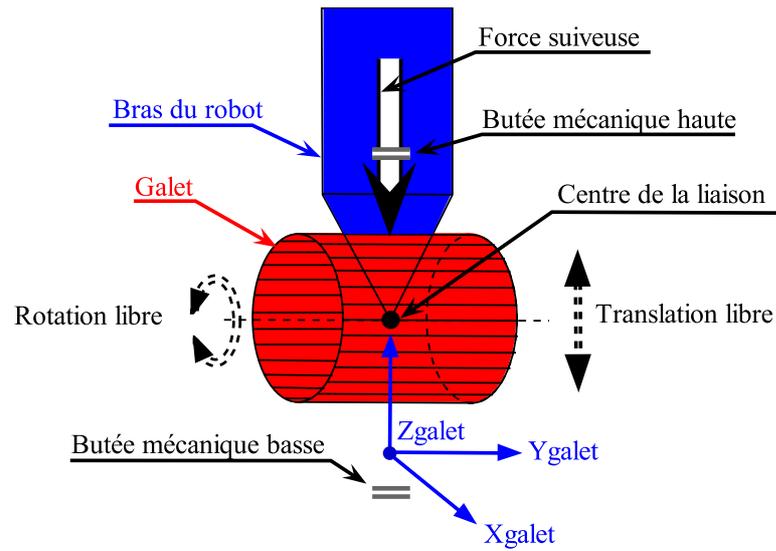


FIG. A.5 – Modélisation de l'ensemble bras - galet avec Pamstamp2G.

galet et du bras. Ce sont les butées mécaniques qui permettent d'empêcher une translation de corps rigide trop importante.

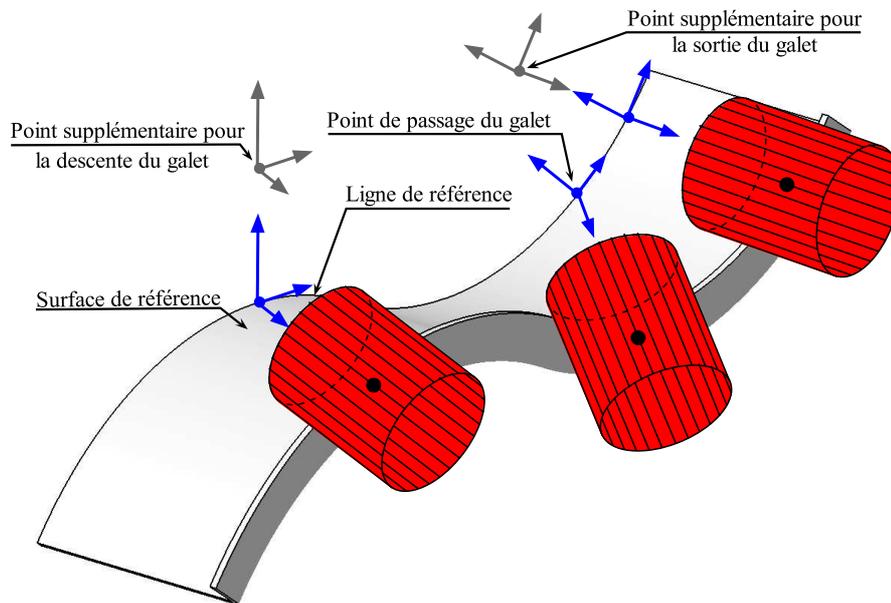


FIG. A.6 – Exemple d'association de la modélisation du robot sur la définition de la trajectoire. Schématisation des points supplémentaires pour permettre la descente et la sortie du galet.

ANALYSE DES PROCÉDÉS DE SERTISSAGE DE TÔLES MÉTALLIQUES

ASPECTS EXPÉRIMENTAUX ET NUMÉRIQUES, ENDOMMAGEMENT DES PIÈCES SERTIES.

Nicolas Le Maoût - Université de Bretagne-Sud - LIMATB, rue de Saint Maudé, BP 92116 - F-56321
Lorient Cedex

Cette étude, réalisée dans le cadre d'une thèse en contrat CIFRE avec la société PSA Peugeot Citroën, a pour objectif l'étude expérimentale et numérique du procédé de sertissage des tôles métalliques. Ce procédé intervient dans les dernières opérations de mise en forme des ouvrants automobiles, après l'emboutissage et le tombage de bord (inclinaison du bord de la pièce à 90°). Il s'agit d'un procédé d'assemblage par déformation plastique à froid, entre la peau extérieure et la doublure (partie renforçante) d'un ouvrant. Il est classiquement scindé en deux étapes, qui sont le présertissage, qui amène le bord tombé à environ 45° de la doublure, et le sertissage. Deux matériaux sont étudiés : un aluminium de la série 6000 et un acier à bake hardening. La caractérisation est réalisée à l'aide d'essais de traction uniaxiale et de cisaillement monotone et alterné, afin de caractériser l'effet Bauschinger. L'étude s'est particulièrement attachée à la détermination des paramètres matériaux d'une loi de comportement élastoviscoplastique avec des critères de plasticité isotrope et anisotrope couplés à un écrouissage isotrope et mixte.

Un dispositif de sertissage spécifique a été conçu pour permettre le tombage et le sertissage classique et par roulage d'éprouvettes de laboratoire non planes (galbées) avec des bords courbes. Ces éprouvettes ont subi des prédéformations par expansion biaxiale (2 rayons de galbe différents) puis sont découpées par laser, tombées et serties sur le dispositif. Ces essais ont constitué une base de données expérimentale pour plusieurs géométries, avec mesure des caractéristiques géométriques et des efforts. La modélisation du procédé de sertissage classique a été réalisée avec le logiciel Pamstamp2G[®] afin de déterminer l'influence des lois de comportement (critère de plasticité et type d'écrouissage) sur les résultats de la prédiction numérique. L'étude s'est également orientée sur le développement d'un outil numérique pour modéliser le sertissage par roulage, afin de décrire la trajectoire du galet. La base d'essais a permis la calibration du procédé en déterminant les paramètres numériques optimaux à adopter pour cette mise en donnée particulière.

La déformation plastique équivalente atteint localement des valeurs entre 0.8 et 1.0 dans la zone pliée et des fissures peuvent apparaître pour l'alliage d'aluminium. Une loi de comportement qui prend en compte l'endommagement ductile (modèle GTN) a été identifiée à l'aide d'essais de traction uniaxiale sur éprouvettes droites et avec entailles ainsi que sur des essais d'expansion biaxiale. Des essais expérimentaux représentatifs du procédé de sertissage ont permis de quantifier expérimentalement cet endommagement sur la zone pliée et leur modélisation numérique, la détermination de la limite de sertissabilité de la structure.

Mots clés : alliage d'aluminium, acier à bake hardening, procédés de sertissage classique et par roulage, simulation éléments finis, endommagement ductile.